

A B S C H L U S S B E R I C H T

**Experimentelle und theoretische Untersuchungen über den
Rauch- und Wärmeabzug aus Brandräumen durch einen Abzugskanal**

VON

**Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Karl Kordina
Dipl.-Ing. Thomas Heins**

Januar 1991

**Das Forschungsvorhaben wurde vom Niedersächsischen Minister
für Wissenschaft und Kunst aus Mitteln des Zahlenlottos ge-
fördert (Az: 2.095 - BV 4e - 29/86)**

B I B L I O T H E K
Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz
der Technischen Universität Braunschweig
Besucherstr. 22
D-3600 Braunschweig

Inhaltsverzeichnis

	Seite
1. Einleitung und Problemstellung.....	1
1.1 Allgemeines.....	1
1.2 Stand der Kenntnisse.....	3
2. Beschreibung der Versuchsanordnung.....	4
2.1 Aufbau des Versuchsstandes.....	4
2.2 Beschreibung der Meßtechnik.....	8
2.2.1 Temperaturmessung.....	8
2.2.2 Messung der Strömungsgeschwindigkeiten.....	10
2.2.3 Messung der Gaskonzentration im Rauchgas.....	10
2.2.4 Messung des Abbrandes mit der Abbrandwaage.....	11
2.2.5 Bestimmung der Dicke der Heißgasschicht.....	11
3. Art der durchgeführten Versuche.....	13
3.1 Darstellung der Versuchsergebnisse.....	14
3.2 Das Brandverhalten beim Rauchabzug mit vollständig geöffneter Abgasklappe.....	16
3.2.1 Temperaturentwicklung im Brandraum und Abzug.....	17
3.2.2 Strömungsgeschwindigkeit und Rauchgasmassenstrom im Abzugskanal.....	20
3.3 Brandversuche mit Änderung der Stellung der Abgasklappe im Abzug während des Versuchs.....	21
3.4 Brandversuche mit wärmegeädämmtem Abgaskamin.....	23
3.4.1 Einfluß der Abzugsisolierung auf das Brandgeschehen.....	24
3.4.2 Wärmeverluste der Brandgase durch die Abzugswand.....	26
3.5 Brandversuche mit vergrößerter Raumhöhe.....	29
3.5.1 Entwicklung der Gastemperaturen im Brandraum.....	29
3.5.2 Vergleich der im Kamin abgeführten Massenströme bei unterschiedlicher Raumhöhe.....	30
3.5.3 Ölbrandversuch.....	31
3.5.4 Untersuchungen des Feuerübersprunges auf eine holzbe- kleidete Wand.....	33
3.6 Zusammenfassende Bewertung der Versuchsergebnisse.....	36

	Seite
4. Mathematisch-physikalische Beschreibung des Rauchabzugs.....	37
4.1 Der Druckabfall und Massenströme in Kanälen konstanten Querschnitts.....	37
4.2 Berechnung der mittleren Gasdichte im Abzugskanal.....	40
4.3 Bestimmung der Strömungswiderstände.....	43
5. Integration der Ergebnisse in ein Rechenmodell.....	45
5.1 Allgemeines.....	45
5.2 Darstellung des Zonenmodells.....	45
5.3 Die Zonenaufteilung beim Zwei-Schichtmodell.....	47
5.3.1 Der Brandherd.....	48
5.3.2 Der Plume.....	50
5.3.3 Die Heiß- und Kaltgasschichten.....	53
5.3.4 Vertikale Ventilationsöffnungen.....	56
5.3.5 Bestimmung der Gaskonzentrationen.....	58
6. Anwendung des Modells.....	59
6.1 Allgemeine Hinweise.....	59
6.2 Vergleich der Meßdaten aus den Brandversuchen mit Rechenenergebnissen des Modells.....	59
6.2.1 Vergleichsrechnung des Versuchs RWA-7.....	61
6.2.2 Vergleichsrechnung des Versuchs RWA-8.....	63
6.2.3 Vergleichsrechnung des Versuchs RWA-12.....	64
6.2.4 Vergleichsrechnung des Versuchs RWA-16.....	66
6.2.5 Schlußfolgerungen aus den Vergleichsrechnungen.....	67
6.3 Anwendung von DIN 18 232 auf Rauchabzugskanäle.....	68
6.3.1 Einfluß der Dachöffnungsfläche auf das Brandgeschehen.....	68
6.3.2 Äquivalente Dachöffnungsfläche für Rauchabzugskanäle nach DIN 18 232.....	69
6.3.3 Der maschinelle Rauch- und Wärmeabzug.....	72
7. Zusammenfassung.....	78
8. Literaturverzeichnis.....	81

ANHANG

Formalverzeichnis

Große lateinische Buchstaben:

<u>Symbol</u>	<u>Bedeutung</u>	<u>Dimension</u>
A	Fläche	m ²
A _w	Anteil der wirksamen Dachöffnungsfläche	%
A _R	Rauchabschnittsfläche	m ²
B	Breite	m
D _h	hydraulischer Durchmesser	m
D _L	Diffusionskoeffizient für Luft	m ² /s
E	Energie	kJ
E	Brandleistung	kW
H	Höhe	m
H _u	unterer Heizwert	kJ/kg
\dot{H}	Enthalpiestrom	kW
K	Abkühlzahl	-
L	Länge	m
M	Masse	kg
\dot{M}	Massenstrom	kg/s
\dot{Q}	Wärmestrom	kW
R	spezielle Gaskonstante	kJ/kgK
\dot{R}	Pyrolyserate	kg/s
Re	Reynolds-Zahl	-
T	Temperatur	K
U	Umfang	m
U _{Br}	Brandumfang	m
V	Förderleistung der Lüftungsanlage	m ³ /s

Kleine lateinische Buchstaben:

<u>Symbol</u>	<u>Bedeutung</u>	<u>Dimension</u>
a	Kennzahl für Rauchabzug	-
c_p	spez. Wärmekapazität bei konst. Druck	kJ/kgK
f	Entrainmentkoeffizient (Plume)	-
f_k	stöchiometrische Koeffizienten	-
f_s	Strahlungsanteil der Verbrennungswärme	-
g	Erdbeschleunigung	m/s^2
h	variable Höhe	m
k	Wärmedurchgangskoeffizient	$\text{kW/m}^2\text{K}$
l	variable Länge	n
m	Mol.-Anteil im Brennstoff (Wasserstoff)	-
\dot{m}	spez. Massenstrom	kg/m^2
n	Mol.-Anteil im Brennstoff (Kohlenstoff)	-
o	Mol.-Anteil im Brennstoff (Sauerstoff)	-
p	Druck	pa
\dot{q}	flächenspezif. Wärmestrom	kW/m^2
s_L	stöchiometrischer Luftbedarf	kg/kg
t	Zeitvariable	s
v	Strömungsgeschwindigkeit	m/s
z	Höhenkoordinate	m

Griechische Buchstaben:

<u>Symbol</u>	<u>Bedeutung</u>	<u>Dimension</u>
α	Wärmeübergangskoeffizient	$\text{kW/m}^2\text{K}$
Δ	Differenz	-
δ	Wandstärke	m
θ	Übergangstemperatur ($T - T_0$)	K
ϑ	Temperatur	$^{\circ}\text{C}$
λ	Wärmeleitfähigkeit	kW/mK
μ	Kennzahl	$\text{m}^{2,5}$
ν	kinematische Viskosität	m^2/s
ξ	Beiwert des Strömungswiderstandes	-
ρ	Gasdichte	kg/m^3
φ	Ventilationszahl, Kontraktionszahl	-

Indizes:

<u>Symbol</u>	<u>Bedeutung</u>
O	Bezugsgröße (Umgebungszustand)
A	den Rauchabzugskanal betreffend
B	den Boden betreffend
D	die Decke, Deckenöffnung betreffend
E	Einbauten im Abzugskanal betreffend
G	die Heißgasschicht betreffend
K	Konvektion
L	die (Luft-) Kaltgasschicht betreffend
P	den Plume betreffend
S	Strahlung
V	der vertikalen Ventilationsöffnung zugeordnet
W	die (Abzugs-) Wand betreffend
Imp.	Impulsänderung betreffend
Gew.	Gewichtskraft betreffend
Reib.	Reibung betreffend
aus	austretend
auß.	außen
e	eingemischt (Plume)
ein	eintretend
ges.	gesamt
i, j	Zählindizes
ij	Austausch zwischen Meßstelle i und j
in.	innen
lam	laminar
m	durch Vermischung
max	maximal
turb	turbulent
z	zwangsventiliert

1. Einleitung und Problemstellung

1.1 Allgemeines

Der vorliegende Bericht ist das Ergebnis eines Forschungsvorhabens, das sich mit dem Rauch- und Wärmeabzug aus Brandräumen über Abzugskanäle befaßt. Gefördert wird dieses Vorhaben seit 1987 dankenswerterweise vom Niedersächsischen Minister für Wissenschaft und Kunst aus Mitteln des Zahlenlottos. Die Untersuchungen befassen sich mit dem Abzug von Brandgasen durch einen etwa 20 m langen Abluftschacht und den Auswirkungen auf das Brandgeschehen im Brandraum.

Das Forschungsvorhaben knüpft an Arbeiten des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig an, in denen thermische Rauchabzüge nach DIN 18 232 [1] in Zusammenarbeit mit dem Staatlichen Materialprüfungsamt Nordrhein-Westfalen untersucht wurden [2]. Auf dieser Grundlage entstand in Braunschweig ein Zonenmodell, das in der Lage ist, die Auswirkungen von Dachöffnungen auf die Temperaturen und die Schichtdicke der Brandgase im Brandraum zu simulieren [3].

Die o.g. Rauch- und Wärmeabzüge führen die Rauchgase direkt ins Freie. Ihr Einsatz ist daher nur bei Räumen möglich, bei denen die Decke auch das Dach des Gebäudes bildet. Voraussetzung ist weiterhin, daß die Brandgase ohne schwerwiegende Auswirkungen für die Bevölkerung und die Umwelt ins Freie geleitet werden können. erinnert sei in diesem Zusammenhang an Brände in chemischen oder kerntechnischen Anlagen.

Andernfalls ist die Fortleitung der Brandgase nur über Abzugskanäle möglich. Erste Versuche über die Auswirkungen solcher Abzugsanlagen wurden in Zusammenarbeit mit dem Kernforschungszentrum Karlsruhe im Forschungsreaktor in Karlstein [4] und am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig [5] durchgeführt. Bei diesen Forschungsarbeiten stand die Untersuchung der Temperaturentwicklung und das Strömungsverhalten der Brandgase im Brandnahbereich bzw. das Verhalten unterschiedlicher Filtertypen bei Beaufschlagung mit Brandgasen aus Öl- und Kabelbränden im Vordergrund.

In der vorliegenden Arbeit werden die theoretischen Grundlagen über die physikalischen Zusammenhänge bei Bränden, bei denen die Rauchgase über längere Abzugskanäle abgeführt werden, entwickelt. Dazu wurde ein Versuchsstand mit einem Abzugssystem realer Größe aufgebaut, das im Deckenbereich des Brandraumes mündete. Dabei werden im wesentlichen folgende Punkte untersucht:

- die Absaugung der Rauchgase durch thermischen Auftrieb. Verschiedene Querschnitte des Kamins wurden durch eine verstellbare Klappe simuliert;
- die Abkühlung der Brandgase im Kanal durch Wärmeverluste an die Schachtwände bei verschiedener Wärmedämmung;
- der Einfluß des Abluftsystems auf die Dicke der Gasschicht, die Brandraumtemperatur sowie die Brandentwicklung.

Die gewonnenen Kenntnisse werden in einem Rechenmodell zusammengefaßt und anhand der Ergebnisse aus den durchgeführten Brandversuchen überprüft. Dabei wird ein Zonenmodell verwendet, mit dem die Rauchausbreitung in Mehrraumkonfigurationen erfaßt wird.

Zunächst wird auf die durchgeführten Versuche eingegangen, wobei der Aufbau des Versuchsstandes geschildert und wesentliche Beobachtungen und Meßdaten kommentiert werden.

Im folgenden werden die Grundlagen dargestellt, die dem Rechenmodell zugrunde liegen. Es wird dabei auf Einschränkungen hingewiesen, die im Rechenprogramm notwendigerweise berücksichtigt werden müssen, da eine allgemeine Darstellung des Brandverlaufs eines natürlichen Brandes in einem beliebigen Raum mit beliebiger Brandlastanordnung zur Zeit nicht möglich ist und lediglich für definierte Brände gelingt.

Anschließend werden die erzielten Ergebnisse diskutiert, wobei auf Unterschiede in Rechnung und Messung eingegangen wird und ebenso auf mögliche Fehlereinflüsse, die durch Rechnung und Messung hervorgerufen werden können. Abschließend sollen Aussagen zur DIN 18 232 unter Berücksichtigung der Ergebnisse getroffen werden.

1.2 Stand der Kenntnisse

Für Dachöffnungen, die durch thermischen Auftrieb die Brandgase abführen, wurde von THOMAS und HINKLEY [6] eine theoretische Bemessungsgrundlage geschaffen, in der das Zusammenwirken von Plume und Rauchabzug behandelt wird. Weitere grundlegende Arbeiten zum Einfluß der Ventilationsöffnungen auf die Einmischung in den Plume wurden von ROCKETT [7] und QUINTIERE [8] geleistet. MORGAN und MARSHALL [9] sowie SPRATT und HESELDEN [10] untersuchten die Einmischung von Luft in den Rauchabzug bei unterkritischen Abmessungen der Dachöffnung.

Von entscheidendem Einfluß auf den Rauchabzug ist neben der Gestaltung der Abzugsanlagen die Höhe und Temperatur der Heißgasschicht und die Größe und Anordnung der übrigen Ventilationsöffnungen. Davon hängt wiederum die Energiefreisetzung und Produktion von Brandgasen ab. Eine Vielzahl von Arbeiten untersuchen diese Detailprobleme [11 bis 17], die nur in aufwendigen Simulationsmodellen zusammenhängend behandelt werden können. Die Kenntnis über das Wachstum der Heißgasschicht ist ein notwendiger Bestandteil zur Bewertung der Flucht- und Rettungsmöglichkeiten im Brandfall.

Für die Behandlung von Rauchabzügen mit angeschlossenem Abgasschacht liegen nur wenige Arbeiten vor. Auf der Fachtagung "Rauch- und Wärmeabzugsanlagen" [18] wurde u.a. in einem Beitrag von ZITZELSBERGER auf die Entrauchung durch schachtartige Anlagen eingegangen. Der Autor hält eine rechnerische Auslegung bei Abzug durch thermischen Auftrieb nach der Norm DIN 4705, Bemessung von Schornsteinen [19], für möglich. Wegen des hohen Platzbedarfes dieser Anlagen kann bei mehrgeschossigen Anlagen eine maschinelle Absaugung von Interesse sein. Basierend auf den in der Einführung erwähnten Brandversuchen in einem stillgelegten Kernkraftwerk integrierten DOBBERNACK [20] und SCHNEIDER u. MAX [21] entsprechende Ansätze in ihren Simulationsprogrammen, die den Rauchabzug durch ein Rohrsystem beschreiben. Die Verwendung zwangsventilierter Gasbrenner in dieser Versuchsreihe läßt aber keine Rückschlüsse auf das Abbrandverhalten zu.

Im Rahmen zukünftiger Untersuchungen muß diesem Problemkreis erhöhte Beachtung geschenkt werden, da z.B. aus Platzgründen im Hochbau oder bestimmten Industrieanlagen ein direkter Abzug von Brandgasen ins Freie nicht möglich ist.

2. Beschreibung der Versuchsanordnung

2.1 Aufbau des Versuchsstandes

Die Versuche wurden in einem Prüfofen, in dem im Rahmen des Sonderforschungsbereiches 148 die Feuerwiderstandsdauer von Stützen untersucht wurde, durchgeführt. Der prinzipielle Aufbau des Versuchsstandes ist in Bild 1 gezeigt. Die Grundfläche beträgt 3,6 m x 3,6 m, die Höhe des Brandraumes läßt sich von 3,6 m bis 5,6 m variieren. Diese Versuche wurden bei Deckenhöhen von 3,6 m und 4,6 m durchgeführt.

Der Brandraum ist bis zu einer Höhe von 3,3 m mit einer 30 cm dicken Schicht aus Feuerleichtsteinen vom Typ SD S50 S ausgemauert. Dieses Material zeichnet sich durch eine geringe Dichte und eine niedrige Wärmeleitfähigkeit aus. Der Boden, die Decke und die Wände oberhalb einer Höhe von 3,3 m bestehen aus feuerfester Betonstampfmasse. Zur Wärmeisolation ist das Mauerwerk von einer Steinwolle-Dämmplatte umgeben. Die äußere Hülle bildet ein Mantel aus Stahlblech.

Die sechs Ölbrenner im Boden waren bei dieser Versuchsserie nicht im Einsatz. Die Öllanzen waren entfernt worden. Auf die Brennermündungen wurden Rohrkrümmmer aufgesetzt. Dadurch sollte einerseits ein Verschmutzen der Brenner durch hereinfliegende Asche verhindert und andererseits bei Zwangsventilation durch die Brenner eine Verwirbelung der zuströmenden Luft erreicht werden.

Die Brandversuche wurden mit einer Ausnahme mit Holzbrandlasten gefahren. Das Experiment mit Heizöl führte wegen heftiger Rußbildung zum Ausfall der Gasanalyse. Auch aus ökologischen Aspekten wurde auf eine Fortsetzung von Versuchen mit diesem Brandmaterial verzichtet.

Zur Bestimmung der Abbrandrate wurde auf dem Boden des Brandraumes eine Abbrandwaage installiert. Die Waage besteht aus zwei mit YTONG-Steinen belegten Stahlrahmen der Abmessung 3,2 m x 1,2 m und lagert auf drei Kraftmeßdosen. Um bei Versuchen mit Zwangsventilation den ungehinderten Zustrom der Luft zu gewährleisten, war zwischen Abbrandwaage und Brandraumwand ein Spalt von ca. 0,20 m freigelassen worden. Die effektive Brandraumhöhe verminderte sich durch Einbau der Waage um ca. 0,6 m. Den prinzipiellen Aufbau zeigt

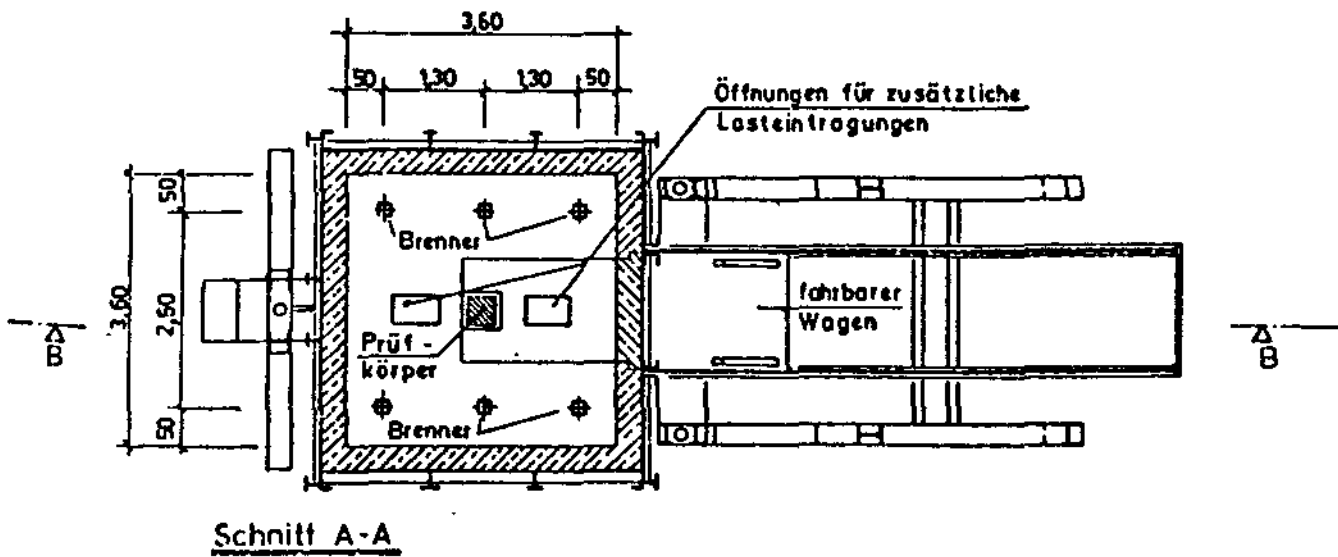
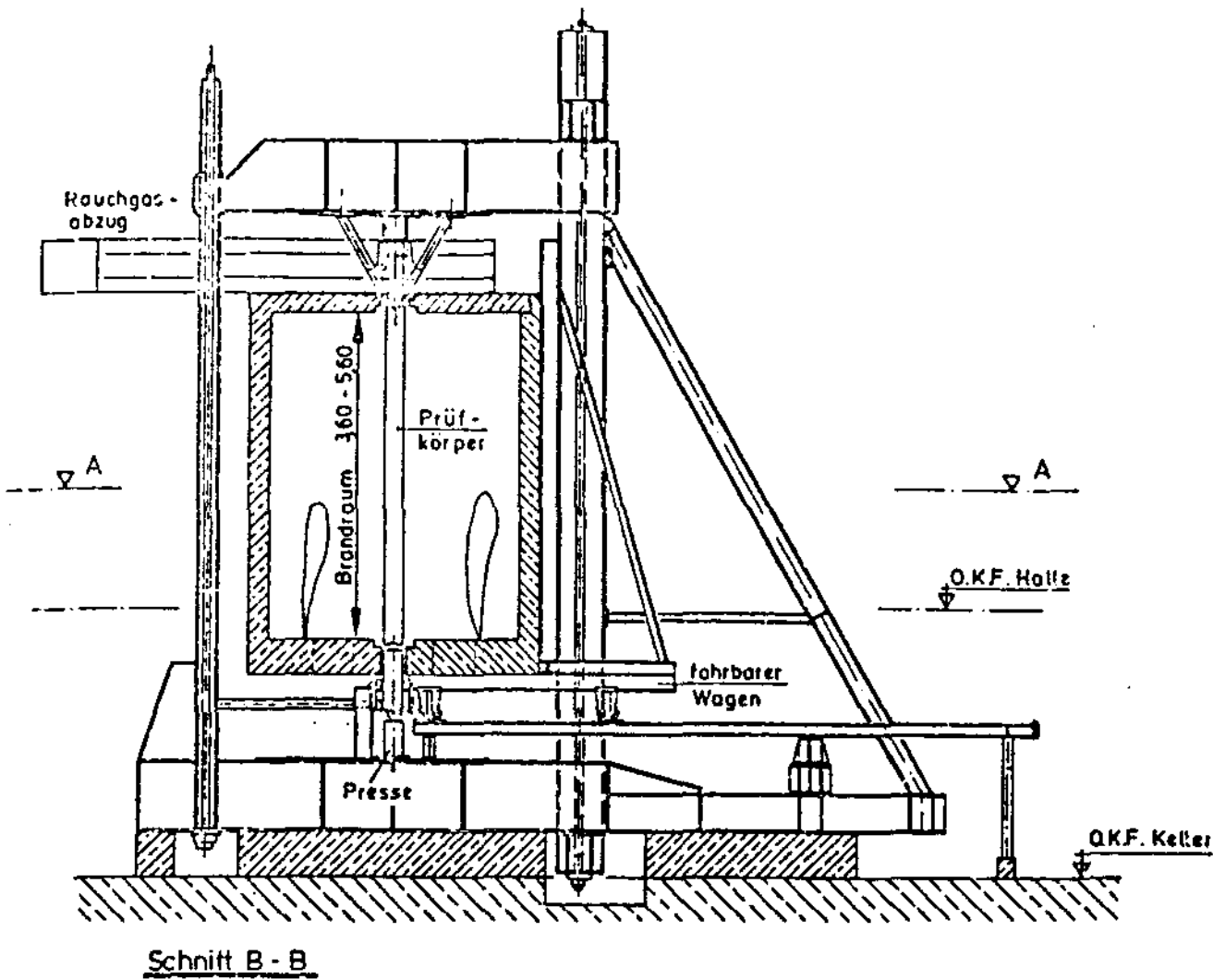


Bild 1: Brandversuchsstand für Stützen

Bild 2. In der Deckenmitte des Brandraumes war der Abgaskamin installiert. Der Kamin bestand aus verzinktem Stahlblech. Der Querschnitt war rechteckig und betrug $0,4\text{ m} \times 0,6\text{ m}$. Der Strömungsquerschnitt lag damit bei 1,9 % der Grundfläche des Brandraumes.

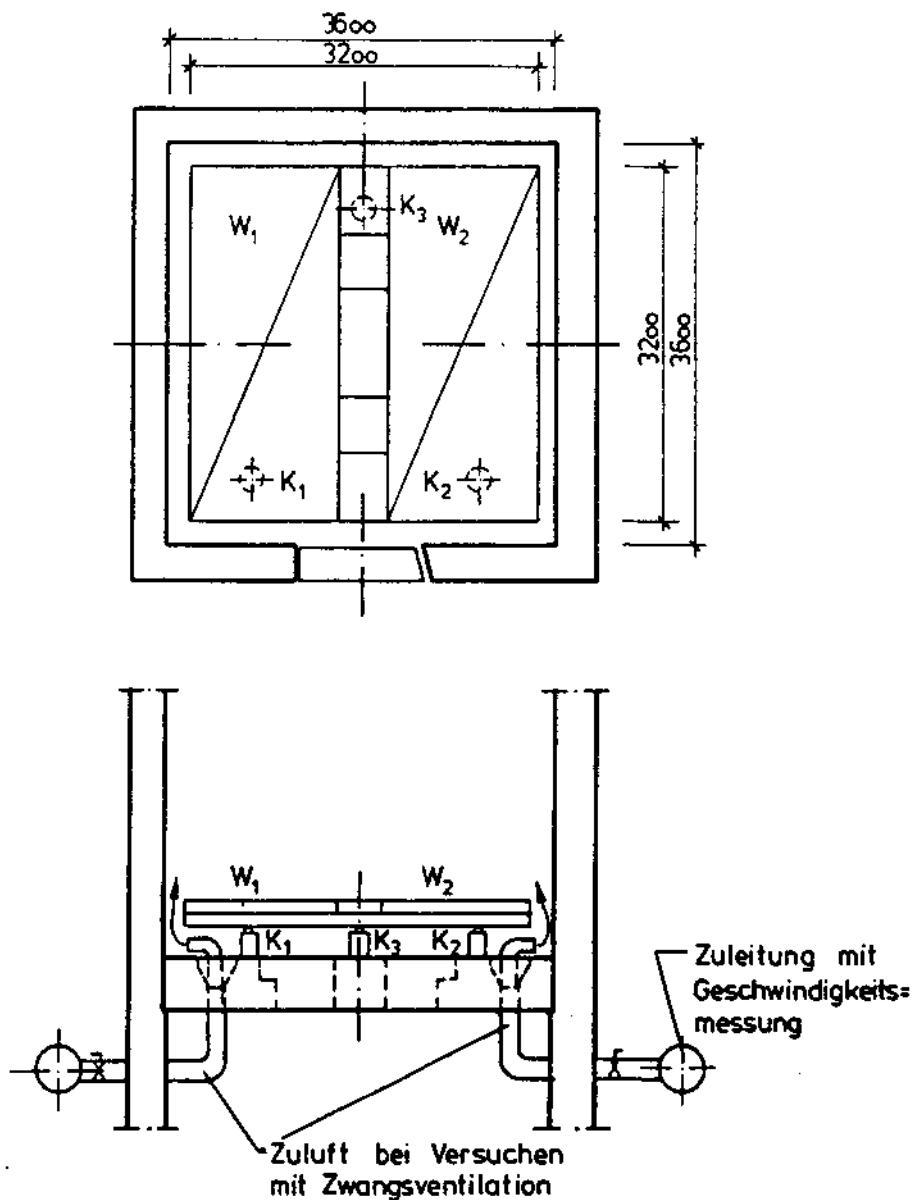
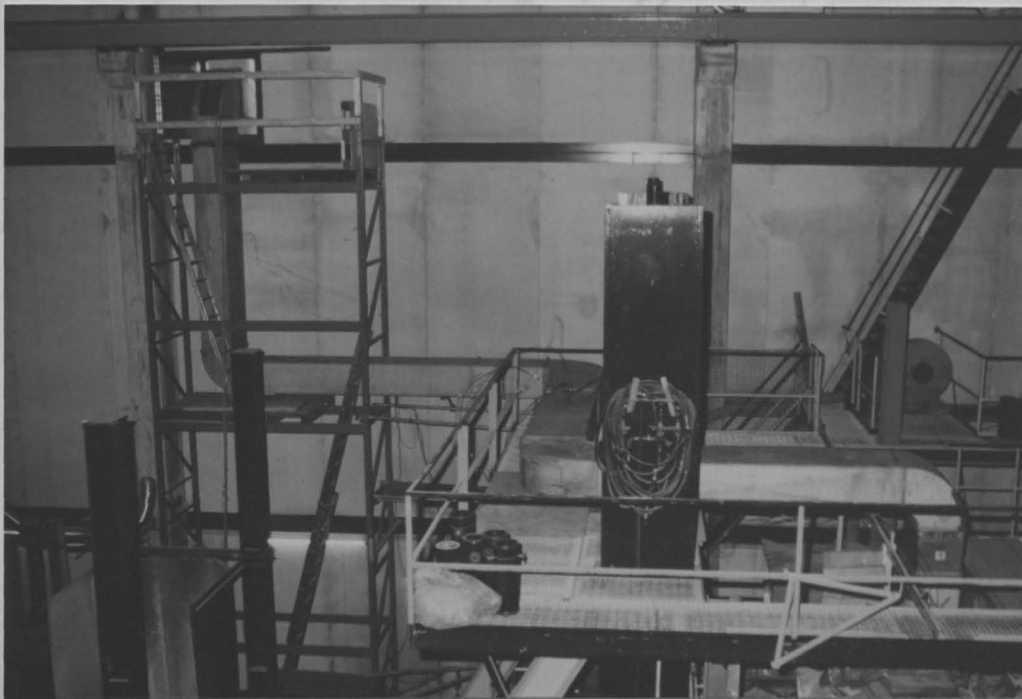
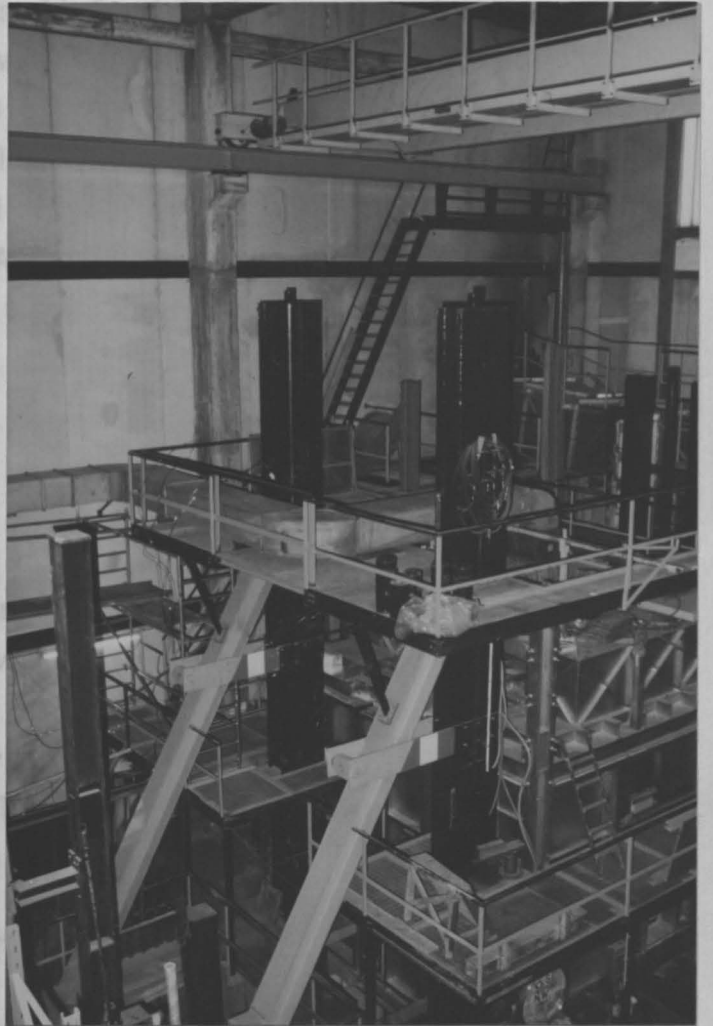
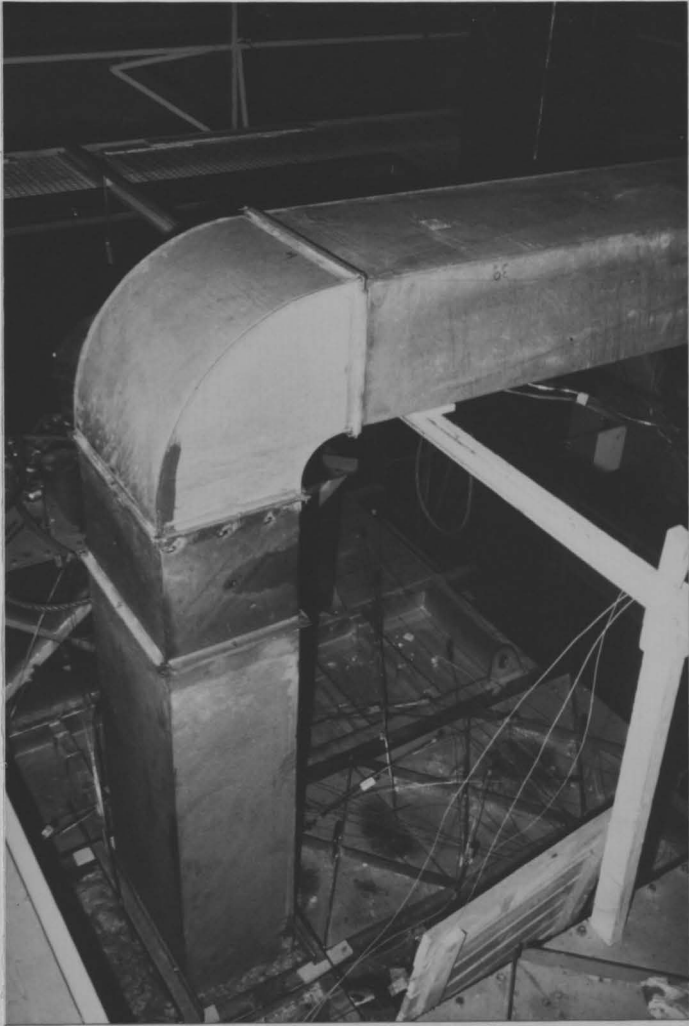


Bild 2: Abbrandwaage

Der Abgaskamin war 19,5 m lang, die Höhendifferenz zwischen Ein- und Austritt des Kamins betrug ca. 6,0 m. Diese Werte verringerten sich beim Umbau des Brandraumes auf die größere Deckenhöhe um 1,0 m. Über fünf rechtwinklige Krümmer wurden die Brandgase durch einen Wanddurchbruch der Versuchshalle ins Freie geführt.



Bilder 3 - 5:

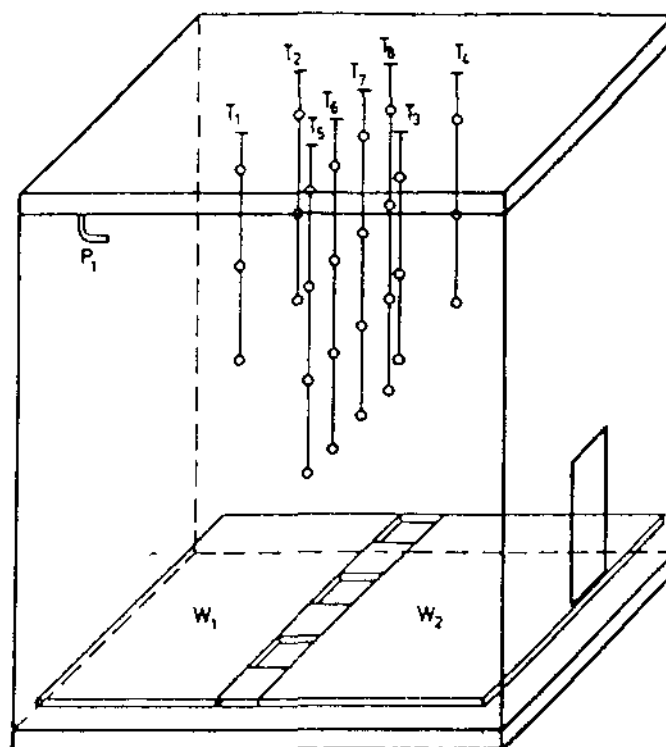
Bild 6: Experiment zur Brandausbreitung in Brandraum

Der Strömungsquerschnitt des Abzuges ließ sich durch eine drehbare Klappe auch während der Versuche stufenlos variieren. Zur Steigerung des Zuges wurde im Kamin nach einer Länge von ca. 10 m (vom Brandraum aus gemessen) im dritten Krümmer eine Injektordüse installiert. Ein elektrisches Gebläse mit einer Förderleistung von 3000 m³/h wurde hier zum Einblasen von Luft vorgesehen, um den Unterdruck im Brandraum und den Abzug der Brandgase zu steigern. Die Bilder 3 bis 5 zeigen den Versuchsstand und das Abzugssystem.

2.2 Beschreibung der Meßtechnik

2.2.1 Temperaturmessung

Zur Messung der Gastemperatur im Brandraum waren acht von der Decke hängende Stangen angebracht, die drei bzw. vier Temperaturmeßstellen aufnahmen. Der Abstand des höchsten Thermoelementes von der Decke betrug 0,35 m, der Abstand der einzelnen Elemente untereinander lag bei 0,7 m. Die acht Stangen waren etwa gleichmäßig im Brandraum verteilt, so daß die Temperaturmessung ein genaues Bild des Temperaturfeldes ergab (Bild 6).



- $T_1 - T_8$: Halter für Temperaturmeßstellen
 W_1, W_2 : Abbrandwaage
 P_1 : Druckmessung

Bild 6: Experimentelle Anordnung im Brandraum

Die Auswertung der Meßdaten der ersten Versuchsserie zeigt, daß eine geringere Bestückung ausreichend ist. Deshalb wurde bei den letzten Versuchen die Anzahl der Temperaturmeßstellen reduziert. An fünf Haltestangen wurden die Elemente im Abstand von 0,5 m bzw. 1,0 m angebracht.

Bei den Meßelementen handelte es sich um Stahlmantelelemente mit der Werkstoffpaarung Ni-CrNi. Außerdem befanden sich in der Brandlast zwei bis vier Thermoelemente mit Glasseideummantelung der gleichen Werkstoffpaarung. Im Abgaskanal wurden fünf Meßquerschnitte eingerichtet, die mit Temperatur- und Geschwindigkeitsmeßstellen sowie Sonden zur Messung der Gaskonzentrationen versehen waren. In jedem dieser Meßquerschnitte waren drei Thermoelemente installiert worden, die die Rauchgas-, die Innenwand- und bei zusätzlich isoliertem Abzug die Außenwandtemperatur des Kanals aufzeichnen sollten. Bild 7 zeigt die Lage der Meßquerschnitte und ihre Ausstattung.

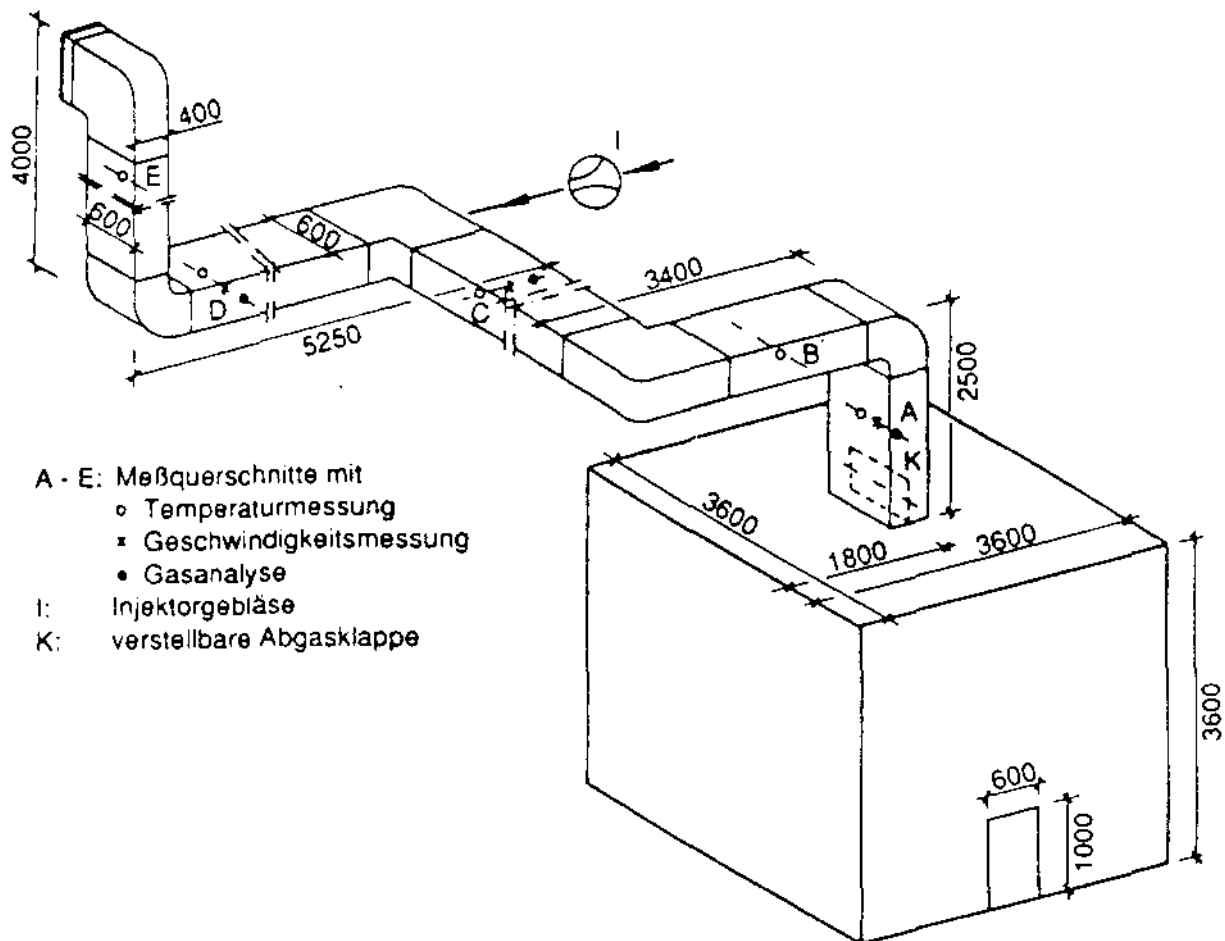


Bild 7: Meßquerschnitte und Ausstattung im Abzug

2.2.2 Messung der Strömungsgeschwindigkeiten

Neben der Temperatur der aus dem Brandraum ausströmenden Gase ist die Heißgasgeschwindigkeit eine wesentliche Kenngröße zur Bestimmung des Energie- und Massenstromes im Rauchgasabzug. Aufgrund der hohen Temperaturen der ausströmenden Brandgase ist eine Geschwindigkeitsmessung mit Flügelradanemometern nicht möglich. Es wurden daher in diesen Versuchen sogenannte "bidirectional probes" [22] eingesetzt. Die durch die Strömungsgeschwindigkeit erzeugte Druckdifferenz wurde in einem Druckumwandler kapazitiv in ein elektrisches Signal umgewandelt und der Vielstellenmeßanlage zugeführt. Um aus dem Differenzdruck die Gasgeschwindigkeit zu bestimmen, ist die Kenntnis der Heißgastemperatur am Meßort erforderlich. Hierzu wurden in unmittelbarer Nähe der "bidirectional probes" Mantelthermoelemente eingesetzt.

Diese Meßtechnik wurde auch zur Bestimmung der Luftgeschwindigkeit in den Zuleitungen zum Brandraum bei Zwangsventilation angewandt. Bei bekannten geometrischen Abmessungen der Zuluftrohre konnte so der zugeführte Luftmassenstrom berechnet werden. Eine Temperaturmessung erfolgte hier nicht, da die Schwankungen der Lufttemperatur vernachlässigbar klein waren.

2.2.3 Messung der Gaskonzentration im Rauchgas

Um Aussagen über die Qualität der Verbrennung machen zu können und um die für eine Energiebilanz notwendige Kenntnis über die Rauchgaszusammensetzung zu erlangen, wurden an verschiedenen Stellen des Rauchgaskamins Gasproben entnommen und hinsichtlich ihres Gehalts an CO , CO_2 und O_2 untersucht. In dem Bild 7 sind die Gasentnahmestellen mit A, C und D bezeichnet. Die Kenntnis der CO -Werte ist auch wegen eventueller toxikologischer Risiken notwendig. Die Messung der CO_2 -Konzentration erfolgte an den drei Meßquerschnitten mit einem Meßgerät, dem das Rauchgas von den drei Entnahmestellen über getaktete Dreiwegeventile zugeführt wurde.

Im Meßquerschnitt C wurden von einer zweiten Gasanalyse kontinuierlich die Konzentrationen für O_2 , CO_2 und CO aufgenommen.

2.2.4 Messung des Abbrandes mit der Abbrandwaage

Die mit W1 und W2 in dem Bild 2 bezeichneten Wiegebühnen waren auf Kraftmeßdosen gelagert. Das Signal der Kraftmeßdosen wurde von einem Meßverstärker verstärkt und einer Vielstellenmeßanlage zugeführt. Mit dieser Anordnung konnte zu jeder Zeit des Versuchs die noch vorhandene Brandlast bestimmt werden; daraus ergibt sich durch Berechnung der Ableitung nach der Zeit die Abbrandrate. Die Abbrandrate gibt Auskunft über die pro Zeiteinheit pyrolysierte Masse an Brandgut.

Die im Versuch freigesetzte Energie pro Zeiteinheit, die Wärmeleistung des Brandes, ist die wichtigste Größe für die quantitative Erfassung des natürlichen Brandes. Sie bestimmt bei konstanter Brandraumgeometrie und Ventilation die Brandraumtemperatur und damit die thermische Belastung der Bauteile.

Die Energiefreisetzung wurde in den vorliegenden Versuchen aus dem während des Brandes verbrauchten Brennstoff berechnet. Erforderlich ist dafür die Kenntnis des Heizwertes des Brennstoffs. Zu beachten ist, daß die maximale Brandleistung nur für den Fall der vollständigen Verbrennung erreicht wird und kein CO erzeugt wird.

2.2.5 Bestimmung der Dicke der Heißgasschicht

In der Preflashover-Phase des Brandes bilden sich im Brandraum zwei Gasschichten: eine Rauchgasschicht unter der Brandraumdecke und eine relativ klare Gasschicht über dem Boden. Die Temperatur und die Dicke der Heißgasschicht bestimmen wesentlich den zeitlichen Verlauf der Preflashover-Phase und den Flashover-Zeitpunkt und sind somit wichtige Meßgrößen. Neben der Auswertung der optischen Beobachtungen aus Photoaufnahmen wurde aus den Meßwerten der in verschiedenen Höhen angebrachten Thermoelemente der Verlauf der Grenze zwischen der heißen Gasschicht und der unteren kalten, sauerstoffreichen Gasschicht in Abhängigkeit von der Zeit abgeschätzt.

Tabelle 1: Liste der verwendeten Meßgeräte

Vielstellenmeßanlagen:	3530 ORION Logging System Solartron Instrumentation Group
Mantelthermoelemente:	Ni-CrNi, Durchmesser 3,0 mm, Mantel aus Inconel
Wiegebühnen:	Stahlgerüst, belegt mit YTONG-Steinen Eigenbau Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Techn. Universität Braunschweig
Kraftmeßdosen:	Typ C3 H2/2t Hottinger Baldwin Meßtechnik GmbH
Meßverstärker:	Typ KWS 50.D7 Hottinger Baldwin Meßtechnik GmbH
Gasanalyse:	Hartmann und Braun Magnos 4G Uras 7N Mayhak Unor 6N Oxygor 6N
Geschwindigkeitsmessung:	bidirectional probes Eigenbau Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Techn. Universität Braunschweig (vgl. [22])

3. Art der durchgeführten Versuche

Es wurden insgesamt 17 Versuche durchgeführt. Dabei wurden mit einer Ausnahme (RWA-16) ausschließlich Holzbrandlasten zwischen 100 und 330 kg eingesetzt. Als Brandmaterial wurden Latten aus Fichtenholz mit den Maßen 4 cm x 4 cm x 80 cm verwendet, die zu Krippen zusammengenagelt worden waren. Diese Krippen wurden im Brandraum zu Stapeln aufgebaut (Bild 8). Der Feuchtegehalt des Holzes lag vor Versuchsbeginn bei 7 - 8 %. Die Brandlaststapel lagerten auf Klinkersteinen, so daß eine flache Wanne mit ca. 0,5 l Brennspritus unter die Holzkrippen geschoben werden konnte. Die Zündung des Spiritus bei Versuchsbeginn erfolgte mit einer Lunte unter einem Stapel.

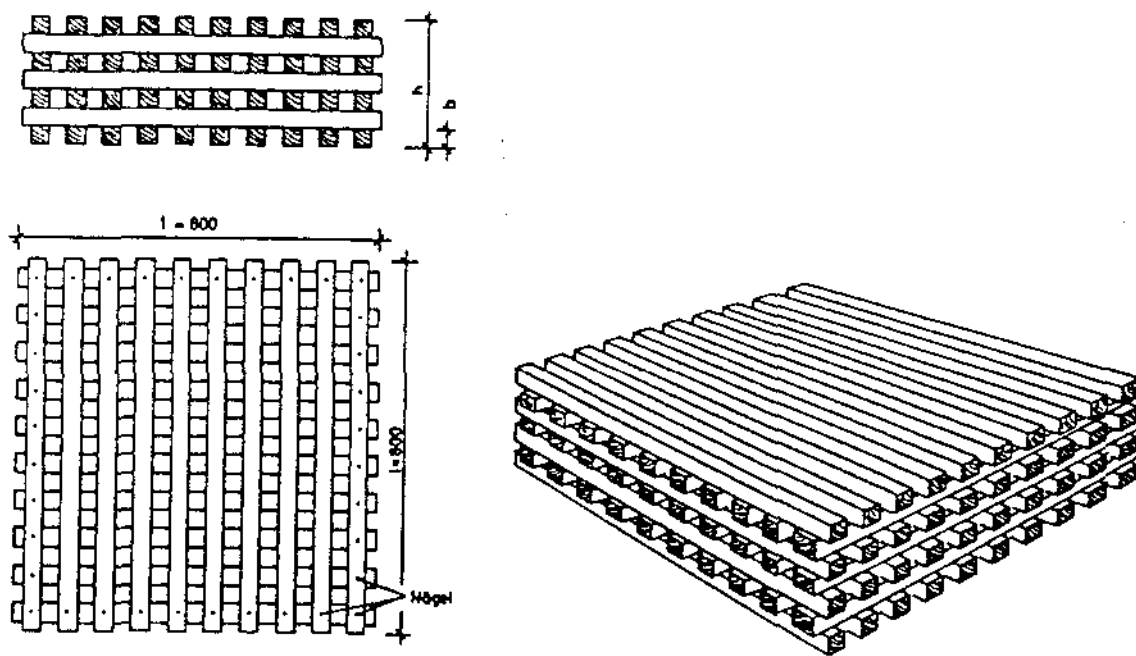


Bild 8: Holzkrippe und Brandlaststapel

Der Versuch mit Heizöl als Brandlast wurde mit einer Menge von 20 Litern (16 kg) in einer Wanne der Grundfläche 0,5 m x 0,5 m ausgeführt. Die Zündung des Öls erfolgte ebenfalls mit 0,5 l Brennspritus.

Die Zufuhr von Frischluft erfolgte entweder durch die geöffnete Tür des Brandraumes oder durch Zwangsventilation. Fördermengen der Gebläse zwischen 1800 und 3100 m³/h sorgten für einen 35- bis 65fachen Luftwechsel in der Stunde.

Bei der Durchführung von fünf Versuchen wurde die Abgasklappe, die sich unmittelbar hinter dem Rauchgaseintritt befand, in ihrer Stellung verändert. Diese Klappe war drehbar gelagert. Zur Verkleinerung des freien Strömungsquerschnittes konnte sie um bis zu 90° gedreht und so vollständig geschlossen werden.

Da der Brandraum mit Ausnahme der Eingangstür keine weitere Ventilationsöffnung besaß, wurde die Abgasklappe um nicht mehr als 60° zur Senkrechten geschlossen.

In den einzelnen Versuchen wurden folgende Gesichtspunkte untersucht:




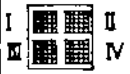


- a) 7 Versuche - Abzug der Brandgase durch einen nicht wärmegeämmten Abgasschacht
- b) 4 Versuche - Abzugsverhalten bei mit Mineralwollematten isoliertem Schacht
- c) 3 Versuche - Einfluß der Raumhöhe auf das Brandgeschehen
- d) 1 Versuch - Rauchabzug und Abbrandverhalten bei Heizöl
- e) 1 Versuch - Untersuchung des Feuerübersprungs auf eine holzbekleidete Wand

Innerhalb der Versuchsgruppen a) bis c) wurden ferner Einflüsse der Ventilation (freie Ventilation durch eine Tür oder Zwangsventilation mittels Gebläse) untersucht. Gegenstand der Forschungsarbeiten war ferner der Abzug der Brandgase bei variiert Klappenstellung im Abzug und bei Einsatz eines Injektors, der den abgeführten Massenstrom steigern sollte. Das Abbrandverhalten wurde durch verschiedene Brandlastanordnungen verändert. Die Tabelle 1 gibt eine Übersicht über die durchgeführten Versuche.

3.1 Darstellung der Versuchsergebnisse

Eine kritische Analyse und Bewertung der Versuchsergebnisse erfordert eine genaue Beleuchtung der den Brandverlauf beeinflussenden Parameter. Neben den gezielt vorgegebenen Randbedingungen wie Brandlast, Ventilation und Raumgeometrie wird das Brandgeschehen auch von Faktoren wie der Holzfeuchte, den Witterungseinflüssen und den Windverhältnissen, die das Zugverhalten des Ka-

Tabelle 2: Übersicht über die durchgeführten Versuche

Versuchs- bezeichnung	Brandlast		Ventilation		Rauchabzug		Bemerkung		
	Masse [kg]	Anordnung	freie Vent	Zwangsent [m ³ /h]	Klappenstellung	Injektor	Abzug Wärmedämmung	Brandraum- höhe	
RWA - 1	100		—	1-45 Min.: 1800	1-45 Min.: 90 °	—	ohne	3,0 m	
RWA - 2			1-45 Min.	—					
RWA - 3	200		—	1-60 Min.: 2400	1-17 Min.: 45 ° 18-60 Min.: 90 °	36-60 Min.			
RWA - 4			30-60 Min.	—	1-7 Min.: 30 ° 8-11 Min.: 45 ° 12-60 Min.: 90 °	—			
RWA - 5	330		—	1-60 Min.: 2900 61-81 Min.: >3500	1-26 Min.: 30 ° 27-90 Min.: 90 °	45-90 Min.			
RWA - 6	200		1-9 Min.	10-45 Min.: 3100	1-45 Min.: 90 °				
RWA - 7	200		1-50 Min.	—	1-7 Min.: 45 ° 8-50 Min.: 90 °	—			
RWA - 8			1-7 Min.	8-60 Min.: 3100	1-7 Min.: 45 ° 8-60 Min.: 90 °				
RWA - 9	wie RWA - 2						mit		
RWA - 10	wie RWA - 3								
RWA - 11	wie RWA - 8		1-10 Min.	11-60 Min.: 3100	1-60 Min.: 90 °	—			
RWA - 12	wie RWA - 8		1-30 Min.	30-55 Min.: 3100	1-8 Min.: 45 ° 10-60 Min.: 90 °				
RWA - 13	wie RWA - 1					—	ohne	4,0 m	
RWA - 14	wie RWA - 8		1-10 Min.	11-35 Min.: 3100	1-7 Min.: 45 ° 8-35 Min.: 90 °				
RWA - 15	wie RWA - 8		1-10 Min. 25-70 Min.	11-21 Min.: 3100	1-7 Min.: 45 ° 8-70 Min.: 90 °				
RWA - 16	16 (Holz)		1-34 Min.	1-15 Min.: 3000	1-50 Min.: 90 °				
RWA - 17	50		1-17 Min. 19-30 Min.	—	1-5 Min.: 45 ° 6-30 Min.: 90 °				

mins erheblich beeinflussen können, bestimmt. Ferner wirken sich die Luftfeuchtigkeit und der Feuchtegehalt der Strukturen und der auf der Abbrandwaage liegenden YTONG-Steine auf den Brandablauf aus.

Die Meßwerte von Versuchen mit ähnlichen Randbedingungen weichen zum Teil stark voneinander ab. Schlüsse aus den Versuchsergebnissen müssen daher unter Einbeziehung der oben genannten Faktoren gezogen werden. In den Versuchen waren folgende Fragen zu klären:

1. Welche Temperaturen stellen sich im Brandraum ein, welcher Temperaturverlauf ergibt sich in Strömungsrichtung des Kamins?
2. Wie beeinflußt die Brandlastmenge und -anordnung den Brandablauf?
3. Wie hängt die zeitliche Entwicklung des Brandgeschehens vom abgeführten Rauchgasmassenstrom ab?
4. Wie beeinflußt die Luftzufuhr durch Zwangsventilation und durch natürliche Ventilation die Brandentwicklung und den Rauchabzug?
5. Sind die Grundlagen zur Berechnung der Wärmeübergänge und des Druckverlustes bei der Rohrströmung auf die hier dargestellte Problemstellung anwendbar?

3.2 Das Brandverhalten beim Rauchabzug mit vollständig geöffneter Abgasklappe

In den Versuchen RWA-1 bis RWA-8 der ersten Serie stand die Untersuchung des Rauchgasmassenstromes im Abzug und den Auswirkungen auf das Brandgeschehen im Brandraum im Vordergrund. Die Versuche RWA-1, RWA-2 und RWA-6 wurden dabei mit einem voll geöffneten Strömungsquerschnitt von $0,24 \text{ m}^2$ gefahren. Die Brandlastmenge lag bei 100 und 200 kg. Ihre Anordnung erfolgte bei den ersten beiden Versuchen in zwei Blöcken, im sechsten Versuch wurden die Holzkrippen in zwei Lagen flächig auf dem Brandraumboden ausgebreitet. Die Ventilation beim ersten Versuch erfolgte ausschließlich über zwei Radialgebläse. Die Förderleistung wurde vor Versuchsbeginn auf einen festen Wert von $1800 \text{ m}^3/\text{h}$ eingestellt. Das entspricht bei dem gegebenen Brandraum etwa einem 38fachen Luftwechsel in der Stunde. Im zweiten Versuch lag freie Ventilation vor, d.h. der Zustrom kalter Luft erfolgte durch die Tür des Brandraumes. Diese Öffnung ist 0,6 m breit und 1,0 m hoch.

Der sechste Versuch wurde in den ersten neun Minuten mit freier Ventilation, danach mit Zwangsventilation gefahren. Bei einer Förderleistung der Gebläse von 3100 m³/h lag ein 66facher stündlicher Luftwechsel im Brandraum vor.

3.2.1 Temperaturentwicklung im Brandraum und Abzug

Nach Zündung des ersten Holzstapels in Versuch RWA-1 stiegen die Gastemperaturen im Brandraum innerhalb der ersten zehn Minuten auf ca. 400 °C dicht unter der Brandraumdecke an. Mit dieser Temperatur ziehen die Rauchgase in den Blechkamin ab. Über dem Boden wurden Temperaturen von ca. 270 °C erreicht (Bild 10). Die geringe Brandlast von 100 kg in diesem Versuch hatte zur Folge, daß auch nach dem Feuerübersprung in der 11. Minute die Abbrandrate (Bild 9) und die Gastemperaturen weiter sanken und erst in der 20. Minute wieder ein Maximum erreichten.

Diese Welligkeit im Kurvenverlauf zeigten auch die Gastemperaturen im Abzug. Die Meßstelle 1 im Meßquerschnitt A befand sich 1 m hinter dem Gaseintritt. Sie zeigte Temperaturen wie im Brandraum unter der Decke an. Mit zunehmender Entfernung kühlten die Brandgase an den unisolierten Wänden des Abzuges ab. An der Temperaturmeßstelle 5 im Meßquerschnitt E, 16,5 m hinter dem Gaseintritt, lagen die Werte ca. 150 °C unter denen der Meßstelle 1 (Bild 11).

Im Versuch RWA-2 wurde die gleiche Brandlastanordnung gewählt. Bei doppelter Höhe der Stapel ergab sich eine Brandlast von 200 kg. Die Zündung wurde in der gleichen Art an derselben Stelle vorgenommen wie bei dem Versuch RWA-1. Die Temperaturen im Brandraum zeigten einen ähnlichen Verlauf wie im ersten Versuch, sie erreichten jedoch im Durchschnitt ca. 600 °C unter der Brandraumdecke (Bild 10).

Trotz höherer Brandraumtemperaturen als im Versuch RWA-1 erfolgte im zweiten Versuch der Feuerübersprung auf Stapel II erst nach über 11 Minuten nach der Zündung des Stapels I und damit 40 Sekunden später als im Versuch RWA-1. Die Ursache ist darin zu sehen, daß die thermische Belastung der zweiten Brandlast überwiegend von dem brennenden ersten Holzstoß ausgeht und weniger von den Umfassungsbauteilen des Brandraumes und der Heißgasschicht.

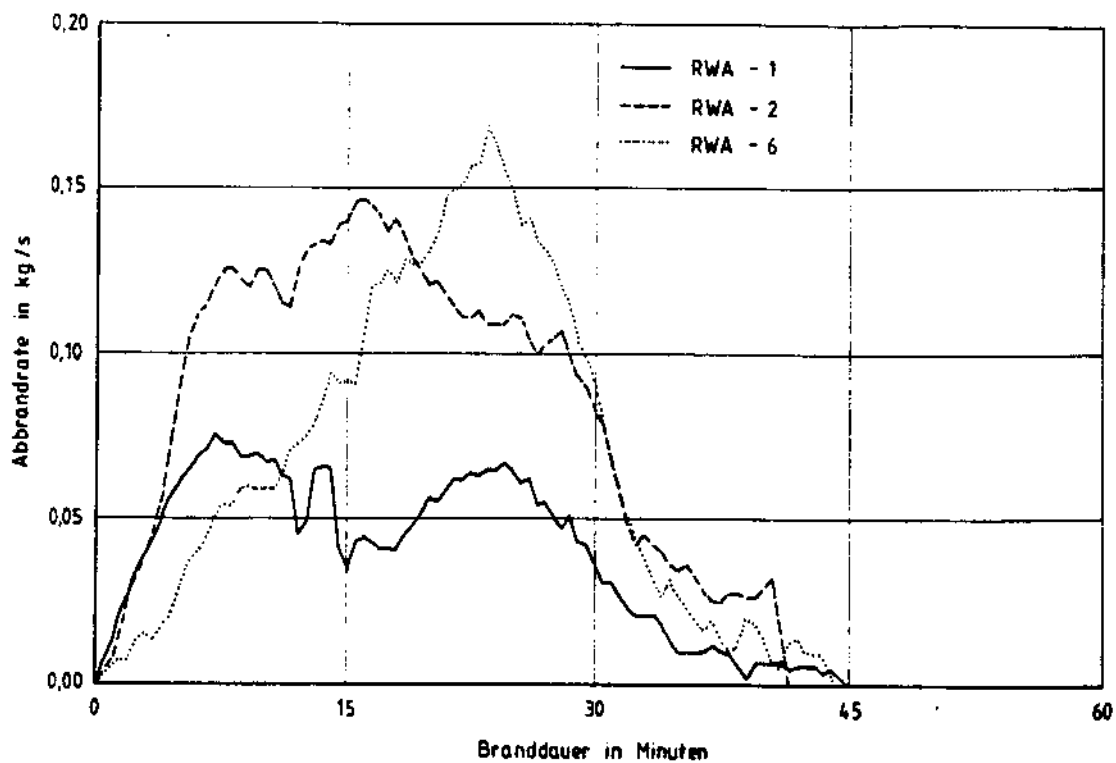


Bild 9: Darstellung der Abbrandrate im Vergleich

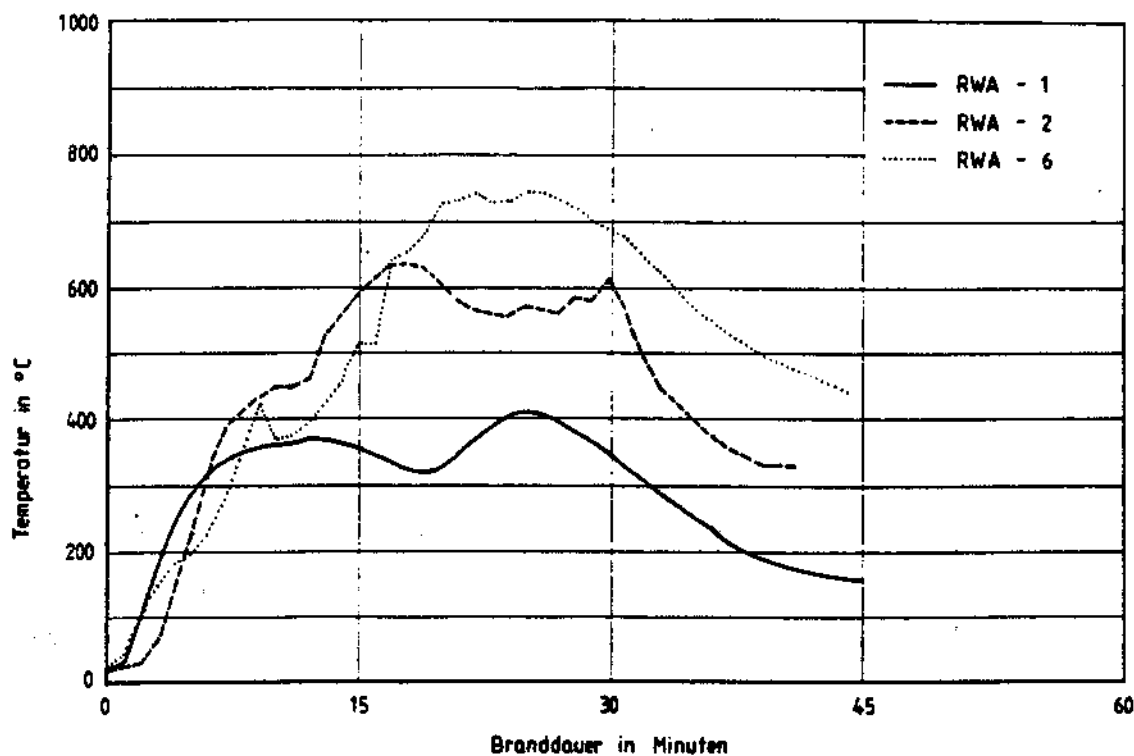


Bild 10: Temperaturen in der Heißgasschicht

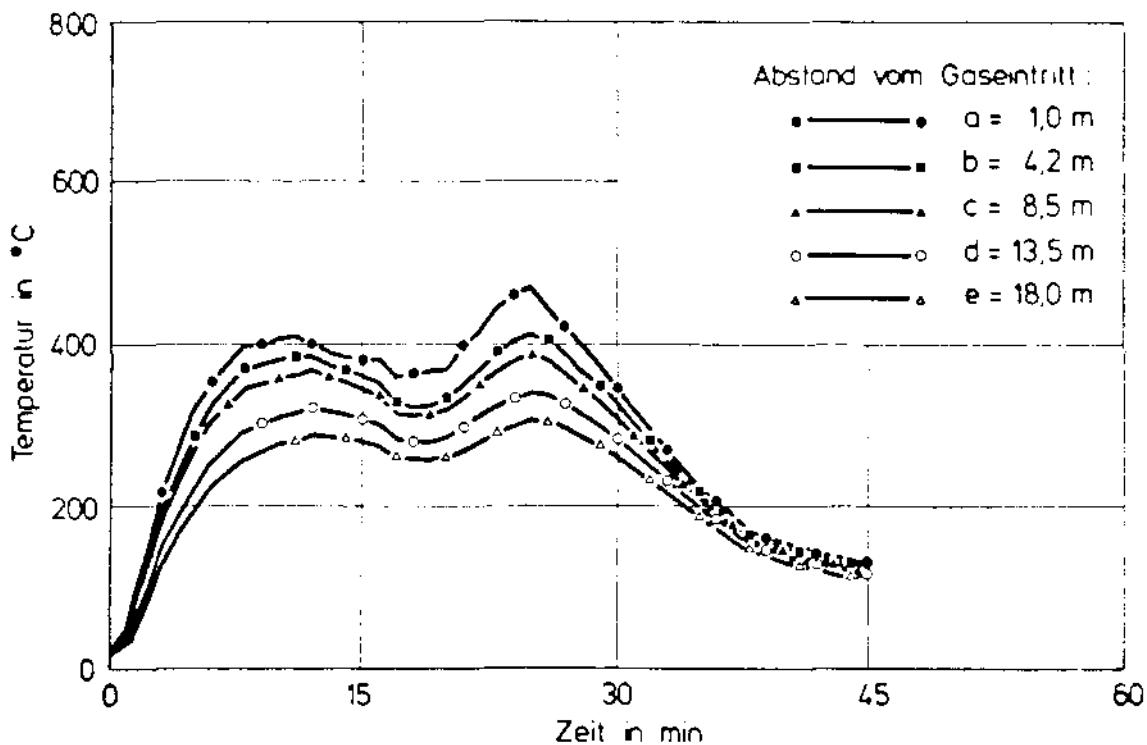


Bild 11: Temperaturen im Kamin (RWA-1)

Die Brandgase traten in diesem Versuch mit der Brandraumtemperatur von 600 °C in den Abzugskamin ein. Mit zunehmender Entfernung vom Eintritt kühlten die Brandgase bis zur Meßstelle E auf ca. 400 °C ab. Wegen der höheren Temperaturdifferenz zur umgebenden Luft waren die Wärmeverluste im Kamin größer als im Versuch RWA-1.

Im Versuch RWA-6 wurde die Brandlast flächig auf der Abbrandwaage ausgebreitet. Wie aus Arbeiten des Sonderforschungsbereichs 148 bekannt ist [23], steigt die Abbrandrate bei dieser Brandlastanordnung linear an und fällt nach Erreichen des Maximums ebenso wieder ab (Bild 9). Diesem Verlauf folgen auch die Gastemperaturen im Brandraum (Bild 10). Durch das Schließen der Tür und das Einschalten der Zuluftgebläse (3100 m³/h) in der 10. Minute tritt ein Temperaturabfall auf. Im Vergleich dieser drei Versuche wurde beim Versuch RWA-6 die höchste Abbrandrate erreicht, die aber nur kurzfristig auftrat. Daher traten in diesem Versuch mit 800 - 900 °C die höchsten Brandraumtemperaturen auf. Mit zunehmender Entfernung vom Eintritt der Rauchgase in den Kamin kühlten diese wie auch in den anderen Versuchen weiter ab. Dabei egalisieren sich Sprünge im Temperaturverlauf, wie der Einbruch in der 10. Minute, in Strömungsrichtung.

3.2.2 Strömungsgeschwindigkeit und Rauchgasmassenstrom im Abzugskanal

Die Strömungsgeschwindigkeit in einem Abzugskanal hängt von der Druckdifferenz zwischen Ein- und Austritt und dem Druckverlust der strömenden Rauchgase ab. Bei gleichförmiger Strömung stehen beide Größen im Gleichgewicht. Die mittlere Rauchgastemperatur im Abzug bestimmt über die Rauchgasdichte den treibenden Druckgradienten in Strömungsrichtung. Die Form des Abzuges, die Querschnittsfläche, die Rauigkeit der Wände und mögliche Einbauten legen neben der Strömungsgeschwindigkeit den Druckverlust fest.

Bei dem Versuch RWA-6, in dem die höchste Abbrandrate mit den größten Gastemperaturen erreicht wurden, lag die Strömungsgeschwindigkeit im Meßquerschnitt A bei 5 - 6 m/s. In den übrigen Meßpunkten und den Versuchen RWA-1 und RWA-2 strömten die Brandgase mit 3 - 4 m/s durch den Kamin. Da die Brandgase in Strömungsrichtung abkühlen und sich ihre Dichte deshalb erhöht, nimmt die Geschwindigkeit vom Meßquerschnitt A nach D ab. Nach dem Abklingen der Abbrandrate verringerten sich die Werte für die Strömungsgeschwindigkeit nur allmählich, da Kamin und Brandraum auch nach der Vollbrandphase noch stark aufgeheizt waren.

Der abgeführte Rauchgasmassenstrom ergibt sich durch Multiplikation von Strömungsgeschwindigkeit, -querschnitt und Rauchgasdichte. Das Bild 12 zeigt den durch den Abzug transportierten Massenstrom. Bemerkenswert ist, daß in den Brandversuchen mit vollständig geöffneter Kaminklappe der Massenstrom im Kamin nahezu unabhängig ist von den hier variierten Parametern. Brandlastmenge und -anordnung sowie die Ventilation beeinflussten den abgeführten Massenstrom praktisch nicht. Mit einem Wert von $\dot{M} = 0,5 \text{ kg/s}$ blieb er in den Versuchen über die Versuchsdauer konstant.

Da sich die Abbrandrate bei den o.g. Versuchen beträchtlich unterschied, läßt sich der nahezu gleiche Abgasmassenstrom nur dadurch erklären, daß Rauchgase bei höherem Druck im Brandraum aus den unvermeidbaren Fugen austraten und durch eine höhere Gasschicht im Brandraum bei größeren Abbrandraten weniger Luft in den Plume eingemischt wurde.

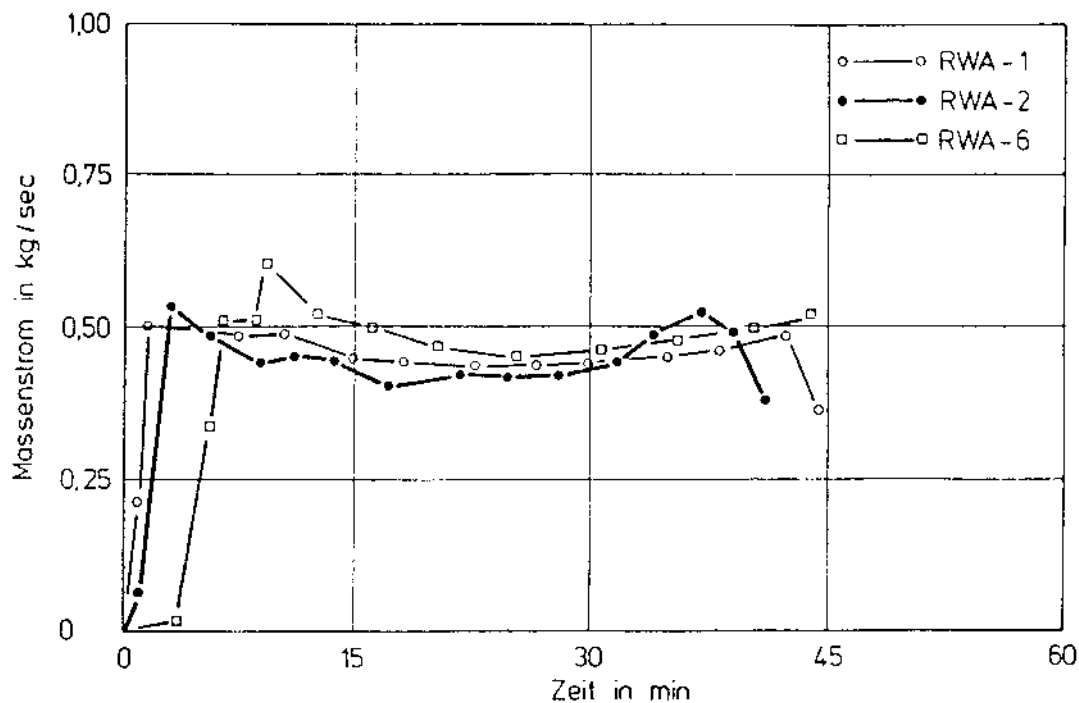


Bild 12: Rauchgasmassenstrom im Kamin

3.3 Brandversuche mit Änderung der Stellung der Abgasklappe im Abzug während des Versuches

Bei der Durchführung der Versuche RWA-3, -4, -5, -7 und RWA-8 wurde die Abgasklappe, die sich unmittelbar unterhalb des Meßquerschnittes A befand, in ihrer Stellung verändert. Diese Klappe war drehbar gelagert. Zur Verkleinerung des freien Strömungsquerschnittes konnte sie um bis zu 90° gedreht und so vollständig geschlossen werden.

Da der Brandraum mit Ausnahme der Eingangstür keine weitere Ventilationsöffnung besaß, wurde die Abgasklappe um nicht mehr als 60° zur Strömungsrichtung geschlossen.

Um die Wirksamkeit der oben beschriebenen RWA beurteilen zu können, wurde die im Kamin installierte Klappe zu verschiedenen Zeiten des Brandes vollständig geöffnet. Bei allen Versuchen war mit teilweise geschlossener Abgasklappe zu Beginn des Brandes eine sehr starke Verqualmung des Brandraumes und die Bildung von Kohlenmonoxid zu beobachten. Die Sichtbehinderung war zeitweise so stark, daß eine Brandbeobachtung durch die Schaulöcher des Brandraumes nicht

möglich war. Bild 13 zeigt die Entwicklung der Gaskonzentration für die Rauchgaskomponente O_2 , CO_2 und CO exemplarisch für den Versuch RWA-3. Bei diesem Versuch mit Zwangsventilation (60facher Luftwechsel in der Stunde) wurde in der 17. Minute nach Brandbeginn die Abgasklappe von 45° auf 90° verstellt und damit der Strömungsquerschnitt vollständig freigegeben. Danach verringerten sich die Brandraumtemperaturen (Bild 14), während im Abgaskamin nach Erhöhung der Strömungsgeschwindigkeiten ein Temperaturanstieg registriert wurde. Die Bildung von Kohlenmonoxid konnte mit dem eingesetzten Meßgerät nicht mehr nachgewiesen werden. Ebenso sank die CO_2 -Konzentration, während das Sauerstoffangebot stieg. Die Folge war ein intensiverer Brandablauf. Die Versuche mit teilweise geschlossener Abgasklappe zu Beginn des Brandes zeigten, daß die ausreichende Rauchabfuhr auch über einen langen mit Krümmern versehenen Abgaskanal möglich ist. Innerhalb weniger Sekunden nach vollständiger Freigabe des ganzen Strömungsquerschnittes war der Brandraum im Bereich der unteren Luftschicht nahezu rauchfrei.

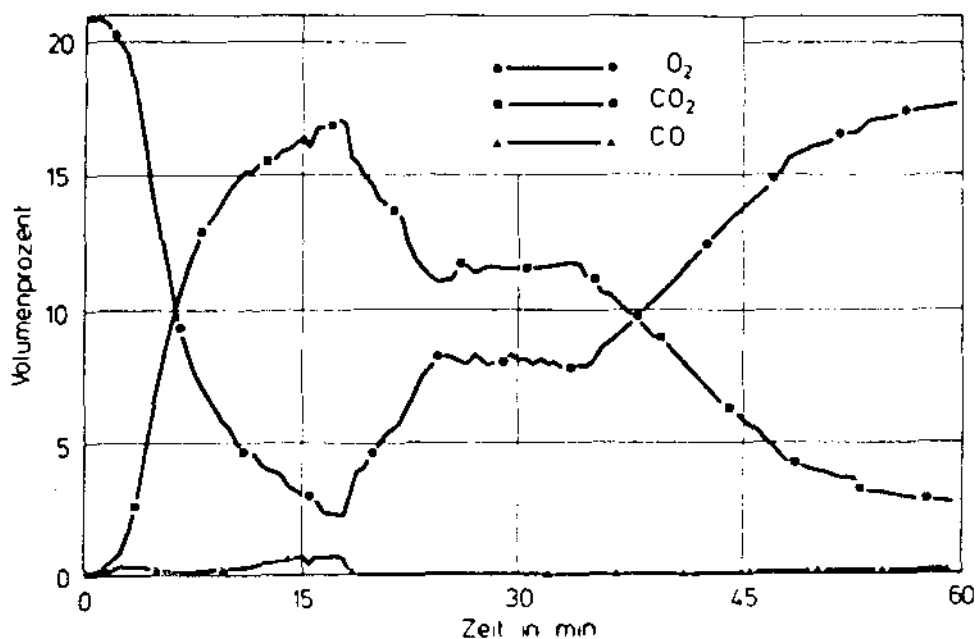


Bild 13: Gaskonzentration (O_2 , CO_2 , CO) im Rauchgas (RWA-3)

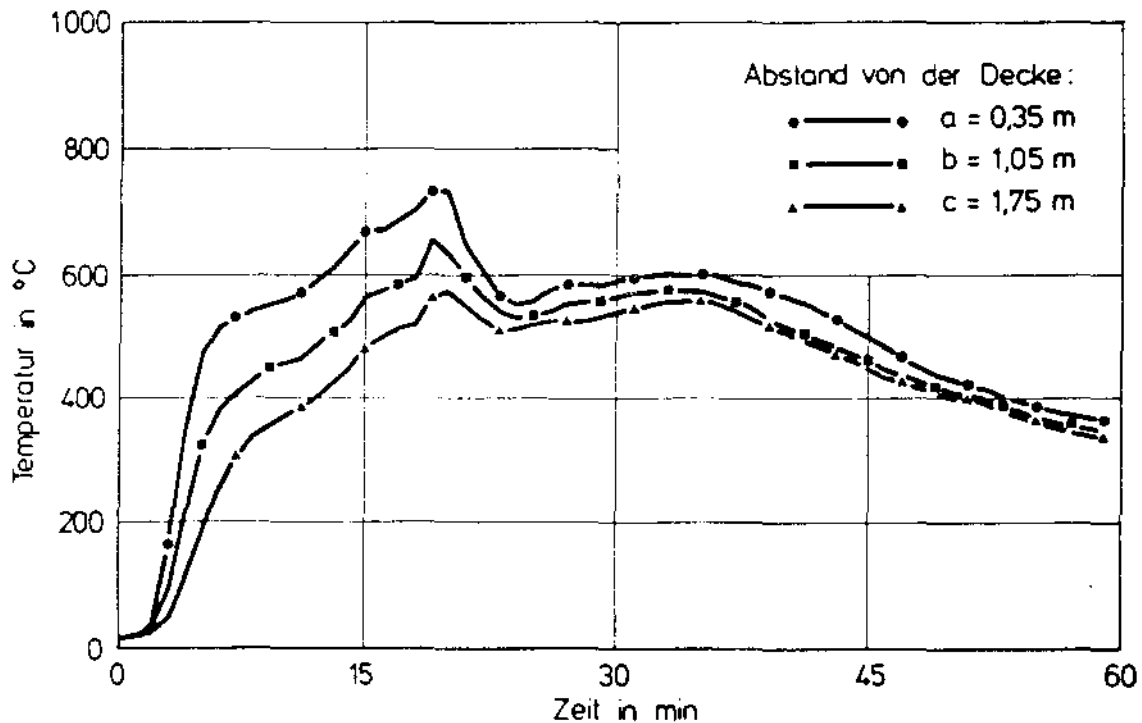


Bild 14: Temperatur im Brandraum (RWA-3)

Die Art der zugeführten Verbrennungsluft (natürliche Ventilation bzw. Zwangsventilation) wirkte sich sowohl bei Versuchen mit Variation in der Abgasklappenstellung als auch bei voll geöffneter Kaminklappe über die gesamte Versuchsdauer auf die Strömungsgeschwindigkeit, die Gastemperaturen und den Massenstrom im Abgaskanal kaum aus. Die hier auftretenden Strömungsverluste und die unvermeidbaren Fugen im Brandraum hatten bei Zwangsventilation den Austritt von Rauchgasen aus den Ritzen des Versuchsstandes zur Folge.

3.4 Brandversuche mit wärmegeädämmtem Abgaskamin

Die isolierte Abzugswand sollte zeigen, wie der Abgasmassenstrom durch höhere Temperaturen im Kamin beeinflusst wird und ob eine Rückwirkung auf das Abbrandverhalten festgestellt werden kann. Als Wärmedämmung wurden Mineral-

wollematten der Firma KAEFER-Isoliertechnik verwendet. Die Einbaudicke der Wärmedämmung lag bei 7,0 cm, die Materialdichte betrug 100 kg/m^3 . Die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit λ ist in Tabelle 3 wiedergegeben.

Tabelle 3: Wärmeleitfähigkeit von Mineralwolle ($\rho = 100 \text{ kg/m}^3$)

mittlere Temperatur [°C]	Wärmeleitfähigkeit [W/mk]
100	0,0468
200	0,0663
300	0,0923
400	0,1250

3.4.1 Einfluß der Abzugsisolierung auf das Brandgeschehen

Die Versuche RWA-2 und RWA-9 wurden mit einer Holzbrandlast von 200 kg durchgeführt, die zu zwei Blöcken mit einem Abstand von 0,5 m zueinander aufgebaut wurden. Auch die übrigen Parameter mit Ausnahme der Kanalisolierung bei RWA-9 waren identisch. Es herrschte freie Ventilation durch die kleine Eingangstür (0,6 m x 1,0 m), die Abgasklappe war während der gesamten Versuchsdauer freigegeben.

Auffällig ist die deutlich geringere Abbrandrate des Versuches RWA-9 gegenüber RWA-2 (Bild 15). Zurückzuführen ist dies auf den verzögerten Feuerübersprung auf den zweiten Stapel, der erst zündete, als der erste Block weitestgehend ausgebrannt war. Die insgesamt längere Branddauer führte jedoch zu höheren Gastemperaturen im Brandraum, die mit 750 - 800 °C deutlich über den Werten des Versuches RWA-2 (ca. 650 °C) lagen.

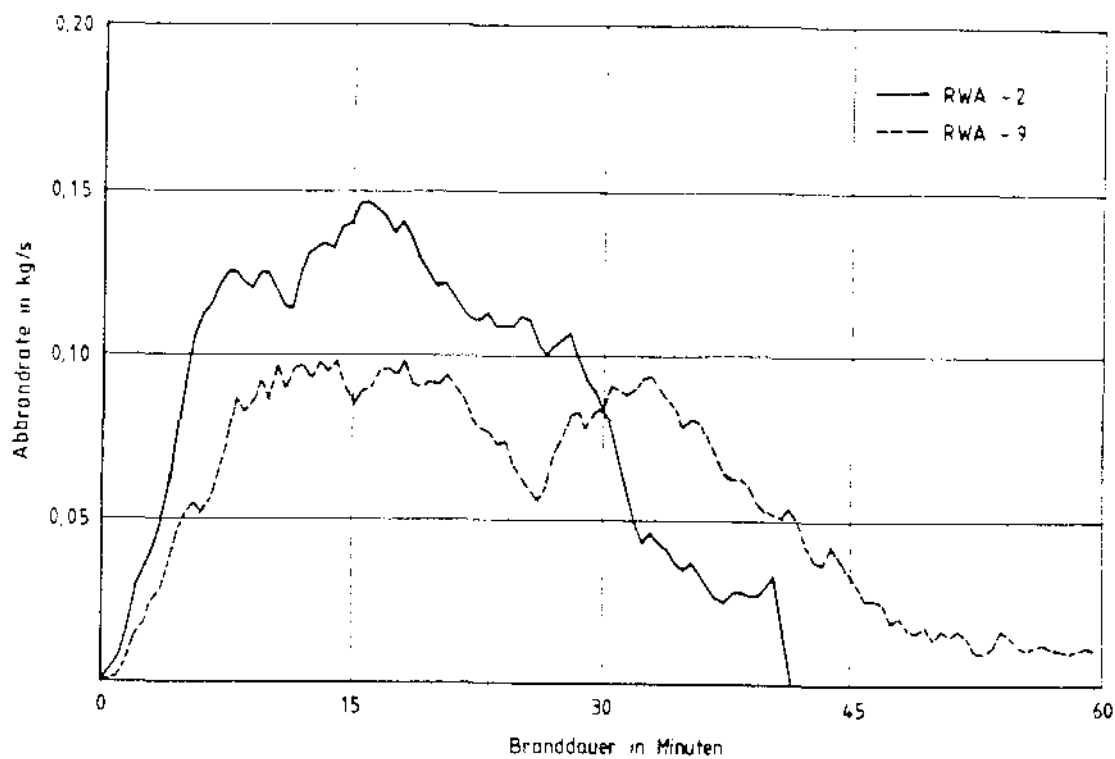


Bild 15: Verlauf der Abbrandraten im Vergleich

Die Wärmedämmung führte erwartungsgemäß zu einem geringeren Temperaturabfall im Kamin. Trotz der höheren Eintrittstemperaturen fielen die Wärmegrade zwischen den Temperaturmeßstellen A und E mit Wärmeisolierung nur um ca. 120 K gegenüber 250 K bei Versuch RWA-2 (Bild 16). Mit fortschreitender Versuchszeit und damit Aufheizung des Abzugskanals reduzierten sich die Wärmeverluste weiter.

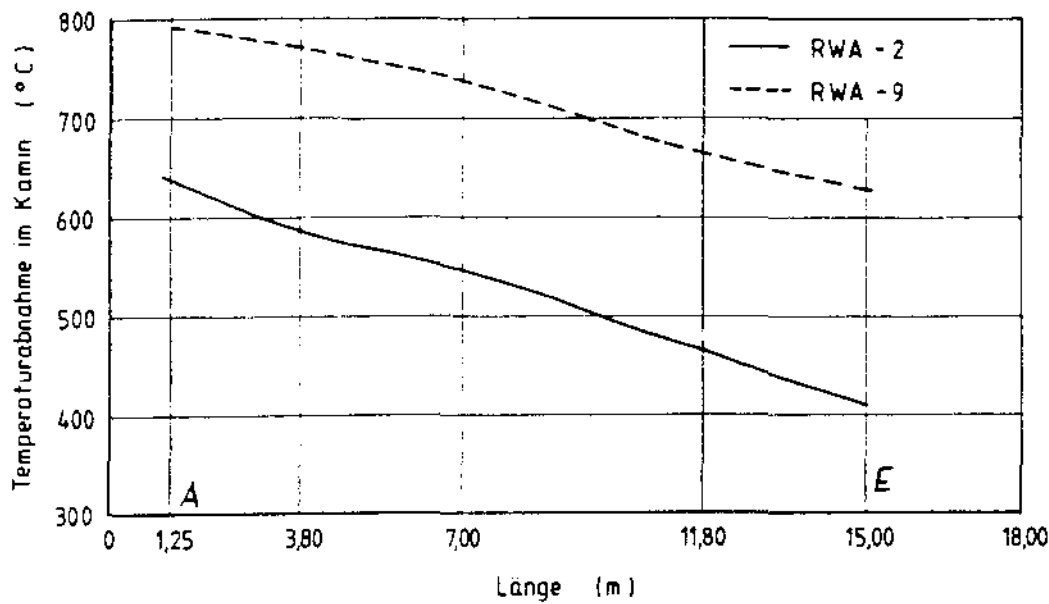


Bild 16: Gastemperatur im Kamin in Abhängigkeit vom Strömungsweg nach 20 Minuten Branddauer

Die höheren Gastemperaturen im Abgaskanal haben zwar größere Auftriebskräfte zur Folge, die geringere Dichte der Brandgase trägt jedoch zu einem insgesamt reduzierten Massenstrom durch den Schacht bei (Bild 17).

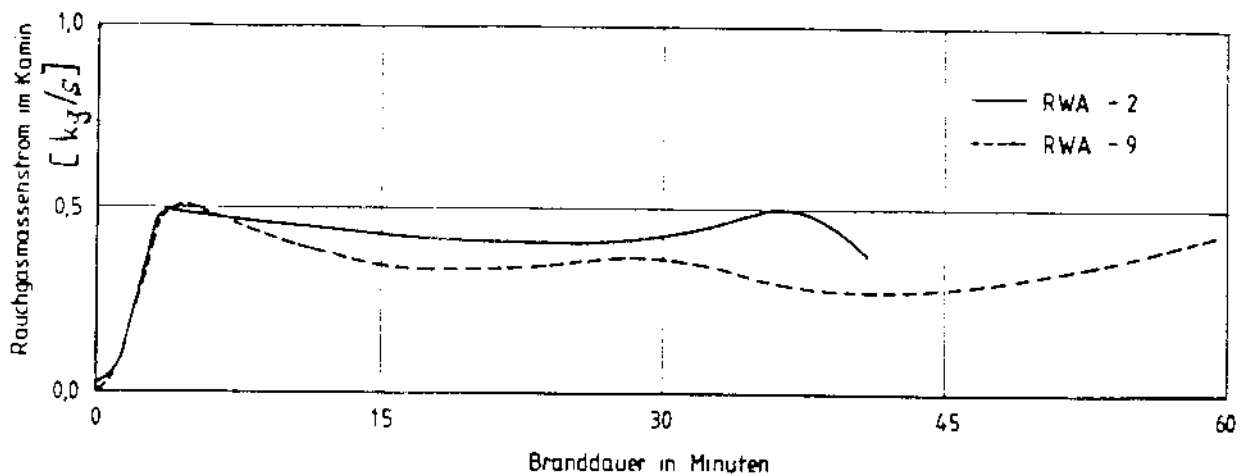


Bild 17: Rauchgasmassenstrom im Abzug mit (RWA-9)- und ohne (RWA-2)-Isolierung

Prinzipiell das gleiche Verhalten war bei den Versuchen RWA-7 (ohne Isolierung) und RWA-12 zu beobachten, bei denen sieben bzw. neun Minuten nach Versuchsbeginn die drehbare Abgasklappe von der 45°-Stellung aus vollständig aufgestellt wurde. Die Abbrandraten und die Brandraumtemperaturen gingen nach der Öffnung deutlich zurück, während sich der Massenstrom im Abzug von 0,2 kg/s auf 0,5 kg/s mehr als verdoppelte.

3.4.2 Wärmeverluste der Brandgase durch die Abzugswand

Für die mathematische Beschreibung einer durch thermische Auftriebskräfte bedingten Strömung von Brandgasen ist die Erfassung der Wärmeverluste von großer Bedeutung. Deshalb wurden in den Brandversuchen der Temperaturverlauf im Abgaskanal im Strömungsquerschnitt und an der Innen- sowie Außenwandung des Abzuges gemessen. Dadurch läßt sich der mit den Rauchgasen abgeführte Enthalpiestrom im Meßquerschnitt i mit der Gleichung

$$\dot{H}_i = v_i A_A \rho_i c_p (T_i - T_0) \quad (3.4-1)$$

v_i	Strömungsgeschwindigkeit	} im Querschnitt i
ρ_i	Gasdichte	
T_i	Temperatur	
c_p	spez. Wärmekapazität	
A_A	Abzugsquerschnitt (0,24 m ²)	
T_0	Bezugstemperatur (288,16 K)	

berechnen. Zwischen zwei Meßquerschnitten führt die Differenz der Enthalpieströme zu dem auf diesem Teilstück des Kamins an die Umgebung abgeführten Wärmestrom:

$$\Delta \dot{Q}_{ij} = \dot{H}_i - \dot{H}_j \quad (3.4-2)$$

Über das Newtonsche Abkühlungsgesetz lassen sich der Wärmeübergangskoeffizient α_{in}

$$\alpha_{in} \approx \frac{\Delta \dot{Q}_{ij}}{\Delta l_{ij} U (\bar{T} - \bar{T}_w)} \quad (3.4-3)$$

Δl_{ij}	Länge des Abzuges	} zwischen den Querschnitten i und j
\bar{T}	mittlere Gastemperatur	
\bar{T}_w	mittlere Wandtemperatur	
U	Umfang des Abzuges (2 m)	

und der Wärmedurchgangskoeffizient k

$$k \approx \frac{\Delta \dot{Q}_{ij}}{\Delta l_{ij} U (T - T_0)} \quad (3.4-4)$$

bestimmen, der in der Gl. (3.4-5) definiert ist:

$$k = \left(\frac{1}{\alpha_{in}} + \frac{\delta_A}{\lambda_A} + \frac{1}{\alpha_{au\beta}} \right) \quad (3.4-5)$$

α_{in}	Wärmeübergangskoeffizient innen	(s. Gl. 3.4-3)
$\alpha_{au\beta}$	Wärmeübergangskoeffizient außen	($\approx 5 \text{ W/m}^2\text{K}$)
δ_A	Wanddicke des Abzuges	
λ_A	Wärmeleitfähigkeit der Wandung	

Bild 18 zeigt die aus den Messungen der Versuche RWA-2 und RWA-9 berechneten Wärmedurchgangskoeffizienten, die bei unisoliertem Abzugskanal zwischen 5 und 12 $\text{W/m}^2\text{K}$ liegen. Die höheren Werte unmittelbar nach Versuchsbeginn sind auf die Aufheizung des Kaminbleches zurückzuführen. Dies ist auch die Ursache für die hohen k-Werte bei Brandbeginn, die für den Brandversuch mit eingesetzter Wärmedämmung ermittelt wurden. Die vom Hersteller angegebene Wärmeleitfähigkeit (s. Tabelle 3) und die Einbaudicke der Mineralwolleplatten lassen nach Eintreten stationärer Verhältnisse einen k-Wert von unter 2 $\text{W/m}^2\text{K}$ erwarten.

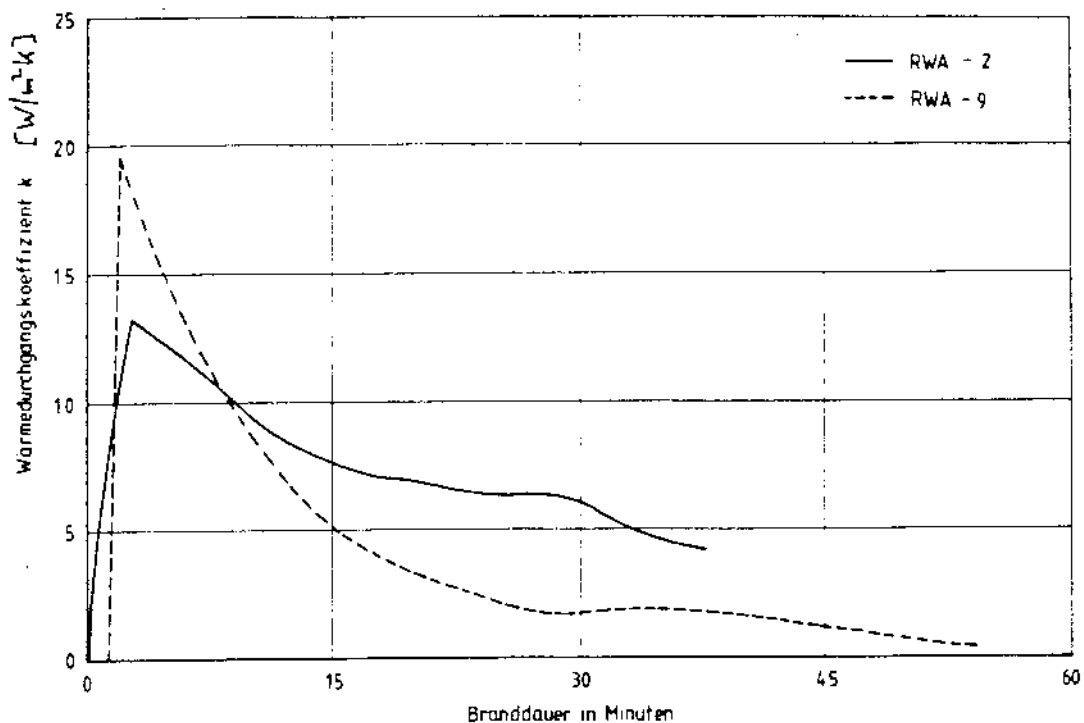


Bild 18: Wärmedurchgangskoeffizient der Abzugswand ohne (RWA-2)- und mit (RWA-9)-Wärmedämmung

3.5 Brandversuche mit vergrößerter Raumhöhe

Die Versuche RWA-13 bis 17 wurden mit einer um einen Meter erhöhten Brandraumdecke durchgeführt. Die Kaminlänge reduzierte sich bei diesem Umbau entsprechend. Bei einer Gesamtlänge des Abgasschachtes von ca. 19 m ist die Verkürzung um einen Meter jedoch ohne Belang. Bei diesen Versuchen war die Wärmedämmung wieder entfernt worden, so daß ein Vergleich mit den Brandversuchen der ersten Serie angebracht ist.

3.5.1 Entwicklung der Gastemperaturen im Brandraum

Die Reproduzierbarkeit von Holzkrippenbränden wird beim Vergleich der Versuche RWA-1 und RWA-13 besonders deutlich. Die geringe Brandlast von 100 kg führte in beiden Fällen zu relativ niedrigen Brandraumtemperaturen, so daß die Rückwirkungen der Heißgasschicht und der Umfassungsbauteile auf das Abbrandverhalten der Holzkrippen gering blieben.

So liegt für beide Versuche ein nahezu identischer Verlauf der Abbrandraten vor, die ihr Maximum bei einem Wert von 4,5 kg/min erreichen. Beide Experimente wurden zwangsventiliert (1800 m³/h) und mit vollständig geöffneter Abgasklappe durchgeführt.

Die größere Raum- und damit größere Plumehöhe bedingt eine gesteigerte Einmischung aus der Luftschicht in die aufsteigenden Brandgase. Da der Brandverlauf brandlastgesteuert ablief, bedeutet dies eine Reduktion der Temperaturen in der Heißgasschicht. Wurden im ersten Versuch 400 °C unter der Brandraumdecke erreicht, herrschten in der Gasschicht des Versuches RWA-13 kurzzeitig nur 350 °C. Daß primär der größere in den Plume eingemischte Massenstrom dafür verantwortlich ist, zeigt auch der geringere CO₂-Partialdruck in den Brandgasen (Bild 19).

Die geringeren Brandraumtemperaturen bei der größeren Raumhöhe verhinderten beim Versuch RWA-15 auch den Feuerübersprung auf die übrigen Blöcke, während im vergleichbaren Versuch RWA-8 die aufgestellten Holzkrippen selbständig abbrannten. Die um ca. 100 K niedrigeren Brandraumtemperaturen (RWA-15) reichten bei einem Blockabstand von 80 cm zum Flashover nicht aus. Erst nach manueller Zündung des benachbarten, bereits angeschwärzten Stapels brannte

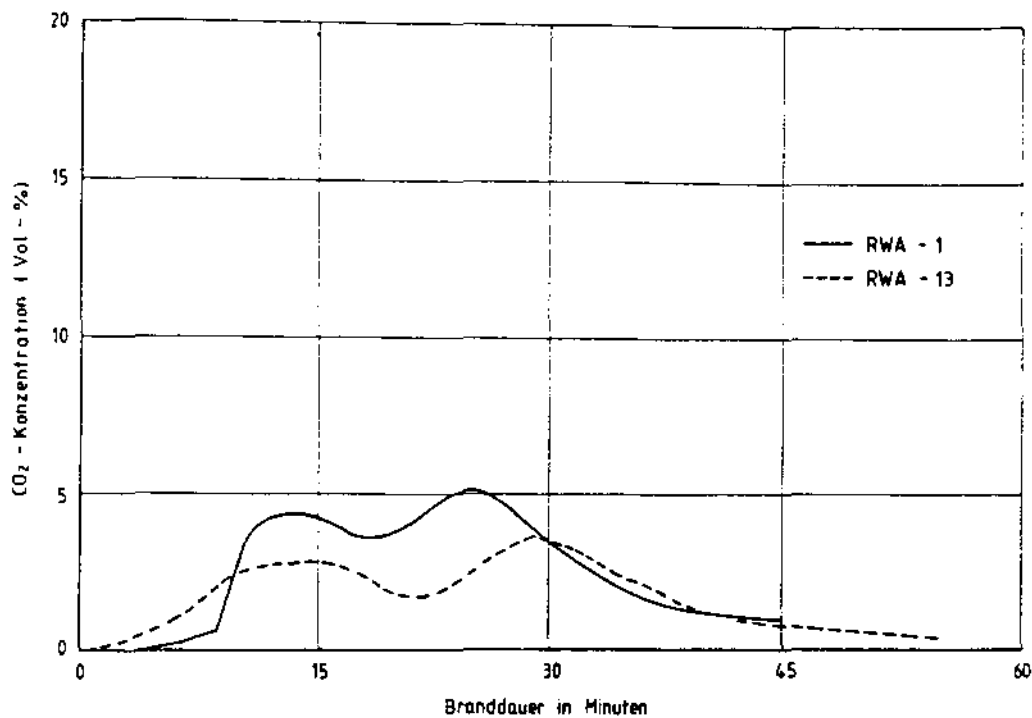


Bild 19: CO₂-Konzentration in der Heißgasschicht

der Rest des Brandgutes ohne weitere Hilfe vollständig ab, da der inzwischen aufgeheizte Brandraum eine Vorwärmung der übrigen Holzkrippen besorgte.

Beim Versuch RWA-14 war statt der Montageöffnung (B x H: 0,6 m x 1,0 m) eine große Tür (B x H: 0,6 m x 3,0 m) geöffnet. Die Temperaturen in den Brandgasen wichen zwar nur wenig von denen des 15. Versuches ab, die hohen Strahlungsverluste und der gesteigerte Zustrom von Frischluft verschlechterten die Bedingungen für einen Feuerübersprung jedoch weiter, so daß das Experiment nach Ausbrand der zuerst gezündeten Krippen abgebrochen wurde.

3.5.2 Vergleich der im Kamin abgeführten Massenströme bei unterschiedlicher Raumhöhe

Ein Vergleich der Messungen aus vergleichbaren Versuchen ergaben keine signifikanten Unterschiede in den im Abluftschacht transportierten Massenströmen. Im Durchschnitt wurden in den Brandversuchen mit größerer Deckenhöhe etwas geringere Rauchgasmengen abgeführt. Ursächlich kann die kleinere

geodätische Höhendifferenz (5 m statt 6 m) zwischen Kanaleintritt und -austritt sein. Insgesamt sind die Differenzen aber so gering, daß eine eindeutige Zuordnung von Ursache und Wirkung kaum möglich ist. Wie bei den anderen Versuchen wurde bei vollständig geöffneter Kaminklappe ein abgeführter Massenstrom von $0,5 \text{ kg/m}^3$ ermittelt.

3.5.3 Ölbrandversuch

Im 16. Versuch wurden 20 l Heizöl als Brandgut in einer $0,5 \times 0,5 \text{ m}^2$ großen Stahlwanne verwendet. Die Zuluftgebläse sorgten in den ersten 15 Minuten für einen 50fachen stündlichen Luftwechsel. Bis zur 34. Versuchsminute war die Montageöffnung zur Brandbeobachtung geöffnet. Die Klappe im Abzug war während der ganzen Versuchsdauer geöffnet.

Nach der Zündung des Heizöls mit Brennspritus ($1/2 \text{ l}$) brannte das Öl mit einer nahezu konstanten Abbrandrate von $0,006 - 0,007 \text{ kg/s}$ ab. Weder das Ausschalten der Gebläse noch das Schließen der Öffnung beeinflussten die Energiefreisetzung (Bild 20).

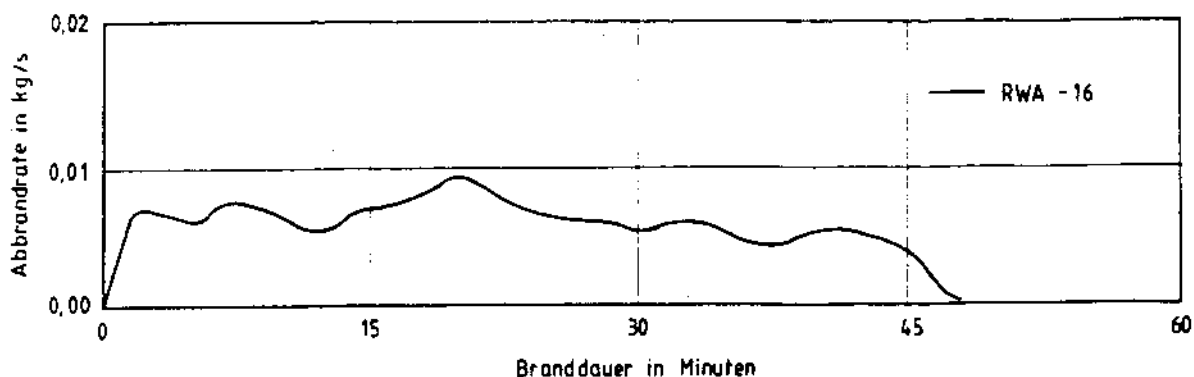


Bild 20: Verlauf der Abbrandrate beim Ölbrand

Die im Gegensatz zu den Holzbrandversuchen intensivere Rauchbildung gestattete die Beobachtung der Entwicklung der Heißgasschicht (Bild 21). Nach vier Minuten war die Oberkante des Einstiegs erreicht, ohne daß die Brandgase jedoch hier austraten. Das bedeutete eine Gasschichthöhe von 3 m.

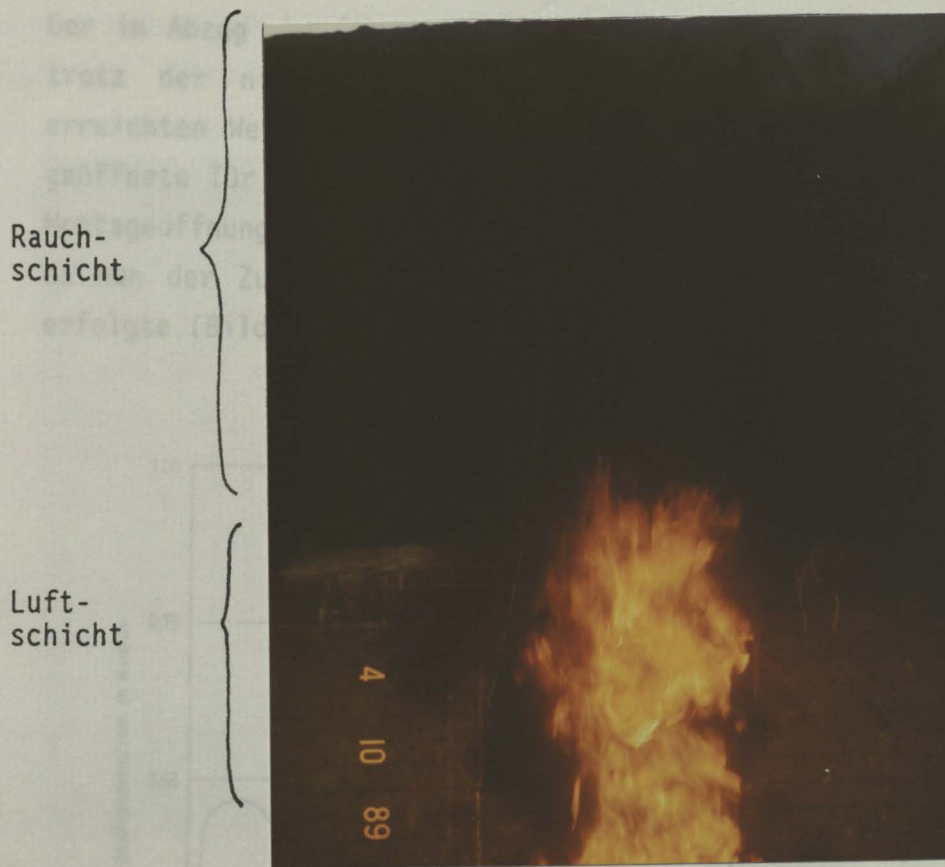


Bild 21: Bildung der Heißgasschicht im Brandraum

Die geringe Brandleistung von unter 280 kW führte zu Heißgastemperaturen von ca. 150 °C, die erst nach Schließen der Tür auf etwa 190 °C anstiegen. Die Luftschichttemperatur lag um 50 °C unter denen der Heißgasschicht (Bild 22).

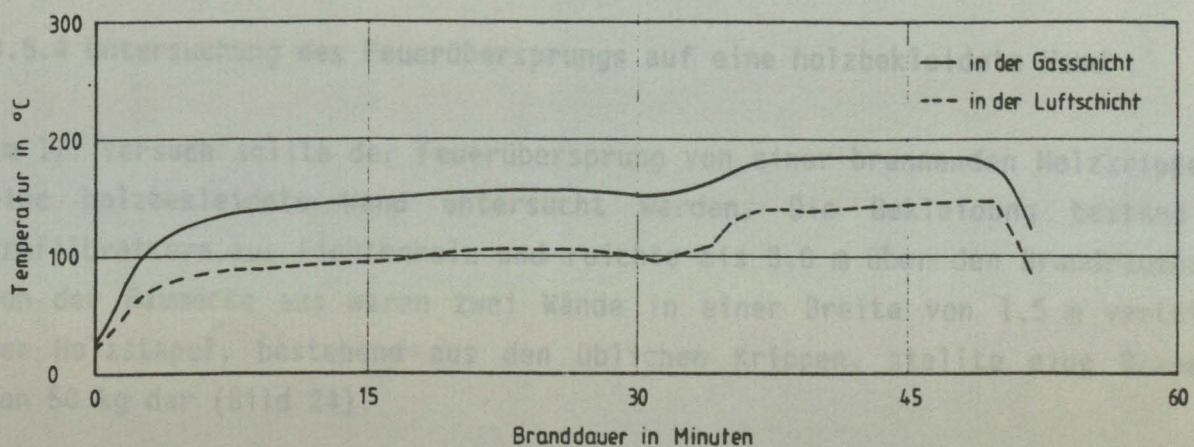


Bild 22: Temperaturen in der Heißgas- und Luftschicht

Der im Abzug abgeführte Rauchgasmassenstrom erreichte auch in diesem Versuch trotz der niedrigeren Temperaturen den auch bei den übrigen Versuchen erreichten Wert (0,5 kg/s). Das Zuluftgebläse zeigte keinen Einfluß, da die geöffnete Tür einen Druckaufbau verhinderte. Dagegen führte das Schließen der Montageöffnung zu einer Halbierung des Rauchgasmassenstromes im Abluftkanal, da nun der Zustrom von Luft ausschließlich durch die Fugen des Brandraumes erfolgte (Bild 23).

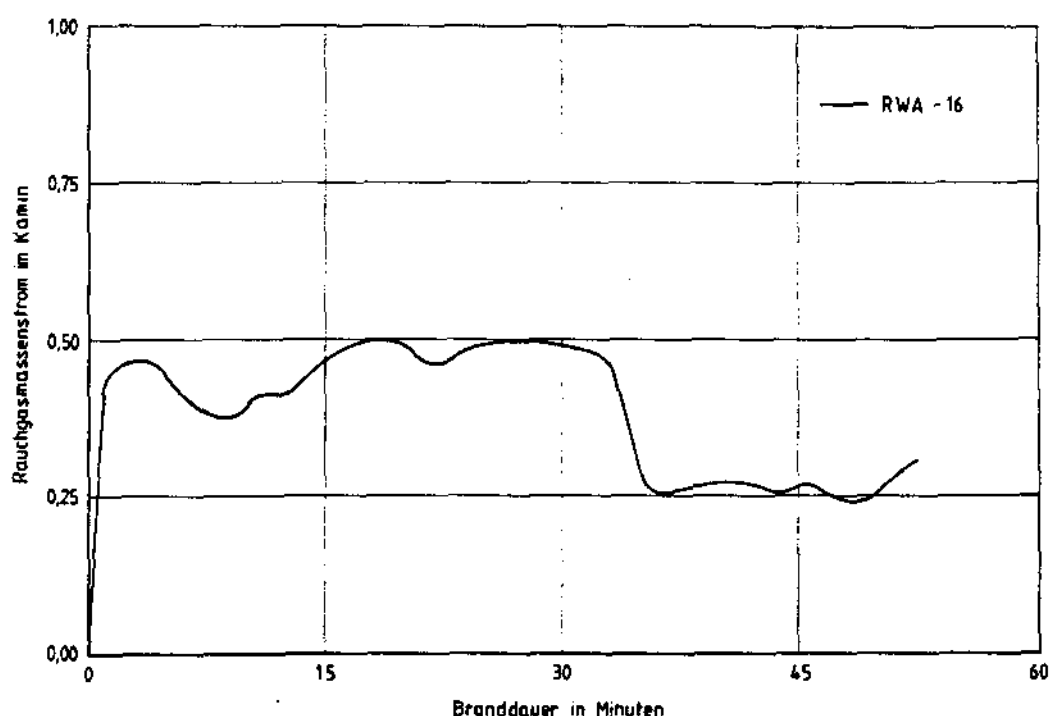


Bild 23: Im Abzug abgeführter Rauchgasmassenstrom.

3.5.4 Untersuchung des Feuerübersprungs auf eine holzbekleidete Wand

Im 17. Versuch sollte der Feuerübersprung von einer brennenden Holzkrippe auf eine holzbekleidete Wand untersucht werden. Die Bekleidung bestand aus Profilbrettern aus Fichtenholz und reichte bis 3,0 m über den Brandraumboden. Von der Raumecke aus waren zwei Wände in einer Breite von 1,5 m vertäfelt. Der Holzstapel, bestehend aus den üblichen Krippen, stellte eine Brandlast von 50 kg dar (Bild 24).

Die Querschnittsfläche des Abzugskamins wurde nach fünf Versuchsminuten vollständig freigegeben; der Zustrom in den Brandraum erfolgte über die

Der zu Versuchsbeginn angeordnete Holzstapel stellte mit 50 kg nur eine geringe Brandraumtür (H x B: 3,0 m x 0,6 m). Da nach dem Feuerübersprung die Flammen aus dem Brandraum schlugen, wurde die Tür zwischen der 17. und 19. Versuchsminute geschlossen.



Bild 24: Versuchsaufbau und Anordnung der Brandlast



Bild 25: Austritt von Pyrolysegasen und Feuerübersprung auf die Holzwand

Der zu Versuchsbeginn angesteckte Holzstapel stellte mit 50 kg nur eine geringe Brandlast dar. Folglich war der Temperaturanstieg in der Heißgasschicht bis zur Entzündung der Wandbekleidung gering. Die Aufheizung der Wand erfolgte überwiegend durch die Flammenstrahlung. Vor der Entzündung der Profilstrecker in der 17. Minute konnte der Austritt von Pyrolysegasen aus der Oberfläche und eine beginnende Schwärzung des Holzes festgestellt werden. Als die direkt dem Holzstapel gegenüberliegenden Thermoelemente eine Oberflächentemperatur von ca. 300 °C registrierten, fing schlagartig die Vertäfelung auf ganzer Fläche Feuer (Bild 25). Die plötzliche Steigerung der Brandleistung drückte sich auch im starken Temperaturanstieg bis 700 °C in der Heißgasschicht aus (Bild 26).

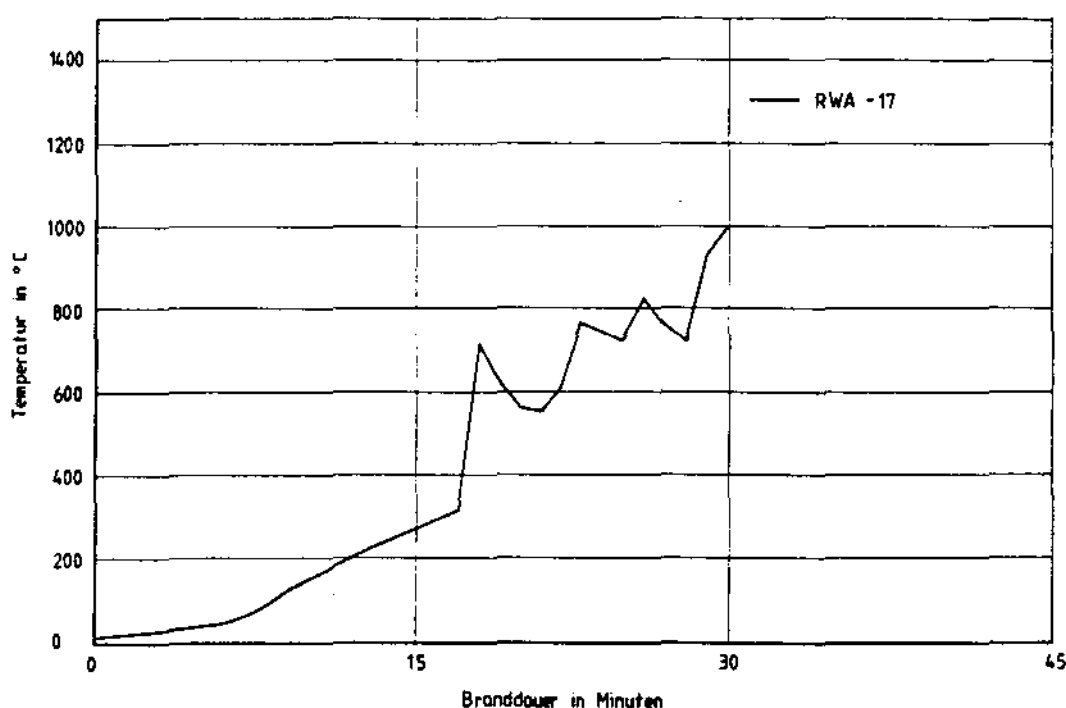


Bild 26: Temperaturentwicklung in der Heißgasschicht

Dieses Zündverhalten von Holz wurde auch von KORDINA und MEYER-OTTENS [24] festgestellt. Die Autoren ermittelten eine von der Zeit abhängige Entzündungstemperatur, die nach 15 Minuten Branddauer auf etwa 250 - 300 °C absinkt.

Nach dem Flashover reichte die Kapazität des Abgaskamins nicht aus, um die Brandgase vollständig abzuführen, so daß die Brandgase und Flammen aus dem Brandraum herausschlugen. Das kurzfristige Schließen der Tür führte zu einem ventilationsgesteuerten Brandablauf mit der Bildung von Kohlenmonoxid. Wie auch bei den übrigen Versuchen lag der Massenstrom im Abzug zwischen 0,4 und 0,5 kg/s.

3.6 Zusammenfassende Bewertung der Versuchsergebnisse

Der Vergleich dieser Versuche mit einem Rauch- und Wärmeabzug über einen ca. 20 m langen Blechkanal hat gezeigt, daß ein effektiver Rauch- und Wärmeabzug möglich ist. Nach der vollständigen Freigabe des Strömungsquerschnittes sanken im Brandraum die Temperaturen, die Kohlenmonoxid-Konzentration und die Verqualmung.

Bei Brandversuchen mit voll geöffnetem Rauch- und Wärmeabzug konnte nach einer kurzen Aufheizphase des Blechkamins ein guter Abzug der Brandgase beobachtet werden. Es stellten sich bei dieser Anlage Massenströme von ca. 0,5 kg/s ein. Die Brandheftigkeit und das Brandgut beeinflussten den Rauchabzug nicht.

Die Ventilation der zugeführten Luft hat nur einen geringen Einfluß auf den im Kamin abgeführten Rauchgasmassenstrom. Undichtigkeiten im Brandraum führten bei hoher Zwangsventilation zum Austritt der gasförmigen Verbrennungsprodukte aus den unvermeidbaren Fugen, so daß durch die maschinelle Zufuhr von Luft keine ausreichende Druckerhöhung und damit Steigerung des abgeführten Massenstromes im Abzug erreicht werden konnte. Andererseits wurde bei ausgeschalteten Zuluftgebläsen und geschlossenen Türen ein deutlich verringerter Rauchabzug (RWA-16) beobachtet. Für die Praxis bedeutet dies, daß ausreichend bemessene Zuluftöffnungen vorhanden sein müssen, um den Rauchabzug zu gewährleisten.

Der Injektor im Abgaskamin verfehlte seine Aufgabe. Ein Zuschalten dieser Einrichtung verstärkte die Absaugung aus dem Brandraum nicht. Selbstverständlich erhöhten sich hinter dem Injektor die Strömungsgeschwindigkeit und der Massenstrom, wodurch die Gastemperaturen und die thermische Belastung des Blechkamins reduziert wurden.

In den Brandversuchen mit wärmege­dämmt­em Blechkanal wurden keine signifi­kan­ten Än­de­run­gen der abgezogenen Rauchgasmenge festgestellt. Die höheren Gastemperaturen vergrößern zwar den Auftrieb und damit die Strömungsgeschwindigkeit im Kamin, doch offensichtlich wirkt die geringere Gasdichte einer Steigerung der transportierten Rauchgasmenge entgegen. Auf eine Isolierung des Rauchabzugskanals sollte jedoch nicht verzichtet werden, um die Entstehung sekundärer Brandherde durch die glühend heiße Kaminoberfläche zu vermeiden.

Eine Veränderung der Strömungsverluste im Abzug durch Variation der Klap­pen­stellung wirkte sich auf den abgeführten Massenstrom aus. Als Folge davon war bei freigegebenem Strömungsquerschnitt die Verqualmung des Brandraumes verringert. Durch die Erhöhung des Sauerstoffangebotes verlief der Brand heftiger.

4. Mathematisch-physikalische Beschreibung des Rauchabzuges

4.1 Der Druckabfall und Massenstrom in Kanälen konstanten Querschnittes

Betrachtet man eine Strömung in einem vertikalen Rohr- oder Kanalquerschnitt, so setzt sich der Druckabfall aus drei Komponenten, nämlich der Reibung, der Impulsänderung und der Änderung der geodätischen Höhe zusammen. Dies führt zu dem Ansatz:

$$\left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{ges.}} = \left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{Reib}} + \left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{Imp.}} + \left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{Gew.}} \quad (4.1-1)$$

Integriert man Gl. (4.1-1) über die gegebene Höhe H , so erhält man die Gesamtdruckänderung

$$\Delta p_{\text{ges.}} = \int_0^H \left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{ges.}} dz \quad (4.1-2)$$

Die drei Komponenten in Gl. (4.1-1) lassen sich wie folgt definieren:

$$\begin{aligned} \left(\frac{dp}{dz} \right)_{\text{Reib.}} &= \frac{1}{2} \xi \rho \frac{v^2}{D_h} \\ \left(\frac{dp}{dz} \right)_{\text{Imp.}} &= \frac{d(\rho v^2)}{dz} \\ \left(\frac{dp}{dz} \right)_{\text{Gew.}} &= \bar{\rho} g \end{aligned} \quad (4.1-3)$$

D_h : hydraulischer Durchmesser
 g : Erdbeschleunigung
 v : Strömungsgeschwindigkeit
 ξ : Widerstandsbeiwert
 ρ : Gasdichte
 $\bar{\rho}$: mittlere Gasdichte im Abzug

Die drei angegebenen Druckänderungsanteile lassen sich experimentell kaum oder nur schwer getrennt erfassen. Der Wärmeaustausch mit der Kanalwandung führt zu einer Temperaturabnahme und damit zu einer Erhöhung der Gasdichte, so daß sich für die Bestimmung der Druckänderung durch Reibungs- und Gewichtskräfte die Verwendung einer mittleren Gasdichte $\bar{\rho}$ empfiehlt. Bei Rauchabzugskanälen, die auch über horizontal geführte Abschnitte verfügen, muß der Reibungsdruckverlust durch Integration über die gesamte Kanallänge berechnet werden. Die Druckänderung durch Änderung des Impulses läßt sich aus den Ein- und Austrittszuständen der Gase, die durch die Strömungsverhältnisse und Gastemperaturen im Brandraum sowie an der ins Freie führenden Abzugsmündung gekennzeichnet sind, berechnen.

Werden die vorgestellten Beziehungen auf den Versuchsaufbau angewandt, wie er in Bild 27 skizziert dargestellt ist, gilt für die Druckänderung zwischen Brandraum und Abzugsmündung:

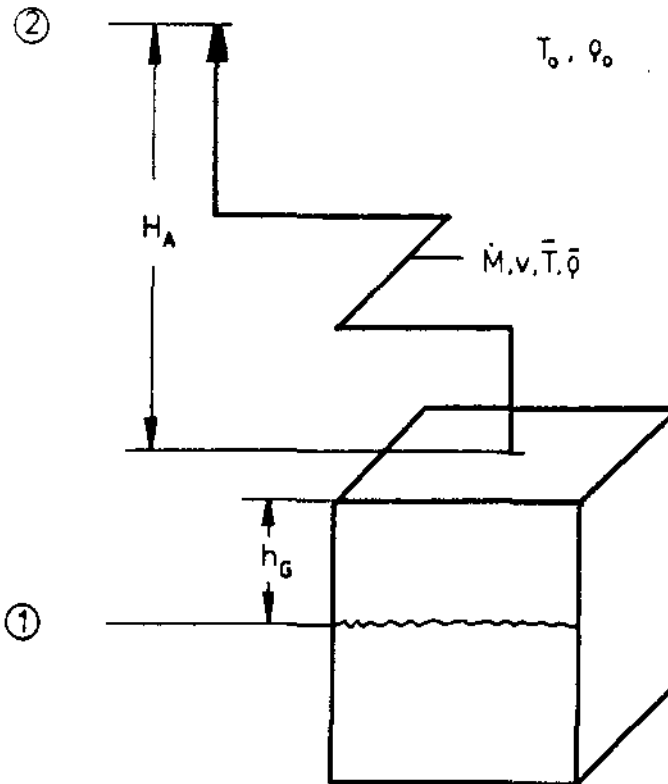


Bild 27:
Brandraum und Abzugskanal,
schematisch dargestellt

$$\Delta p_{\text{ges}} = \frac{1}{2} \xi_{\text{ges}} \rho v^2 + \frac{1}{2} (\rho_2 v_2^2 - \rho_1 v_1^2) + \bar{\rho} g (H_A + h_G) \quad (4.1-4)$$

$$\text{mit } \xi_{\text{ges}} = \xi \frac{L_A}{D_h} + \xi_E$$

H_A Höhe des Abzuges

L_A gesamte Länge des Abzuges

h_G Höhe der Heißgasschicht

ρ_1 Gasdichte
 v_1 Strömungsgeschwindigkeit } in der Heißgasschicht

ρ_2 Gasdichte
 v_2 Strömungsgeschwindigkeit } an der Abzugsmündung

Der Widerstandsbeiwert ξ_{ges} berücksichtigt neben der Reibung der Strömung an der Abzugswand auch die Strömungswiderstände durch Einbauten und Krümmer (ξ_E).

In der nachfolgenden Betrachtung wird unterstellt, daß wegen des relativ kleinen Strömungsquerschnittes des Abzuges die Brandgase im Brandraum nahezu in Ruhe sind ($v_1 = 0$). Außerdem bestehen auf der Abzugslänge keine weiteren Zu- und Abflüsse, so daß der flächenspezifische Massenstrom

$$\dot{m} = \rho_2 v_2 = \bar{\rho} \bar{v} \quad \Rightarrow \quad (4.1-5)$$

$$\Delta p_{\text{ges}} = \frac{1}{2} \xi_{\text{ges}} \frac{\dot{m}^2}{\bar{S}^2 A^2} + \frac{1}{2} \frac{\dot{m}^2}{\bar{S}^2} + \bar{S} g \cdot (H_A + h_G) = \bar{S} g (H_A + h_G) \quad \Rightarrow$$

$$\dot{m} = \sqrt{\frac{(H_A + h_G) g \cdot (\bar{S}_0 - \bar{S}) \cdot 2}{\xi_{\text{ges}} / \bar{S} + 1 / \bar{S}^2}} \quad A$$

konstant ist. Diese Annahme und die Tatsache, daß die in Gl. (4.1-4) angegebene Druckänderung im Gleichgewicht mit der Druckdifferenz zwischen den Punkten 1 und 2 (s. Bild 27) steht,

$$\Delta p_{12} = g (H_A + h_G) (\rho_0 - \bar{\rho}) \quad (4.1-6)$$

ρ_0 : Dichte bei Umgebungszustand (15 °C, 1 bar)

führen auf den im Abzug transportierten Gasmassenstrom

$$\dot{M} = A_A \sqrt{2 \frac{\rho_0 - \bar{\rho}}{\xi_{ges}/\bar{\rho} + 1/\rho_2}} g (H_A + h_G) \quad (4.1-7)$$

A_A : Querschnittsfläche des Abzugs

4.2 Berechnung der mittleren Gasdichte im Abzugskanal

Zur Berechnung des abgeführten Gasmassenstromes nach Gl. (4.1-7) muß die mittlere Dichte $\bar{\rho}$ im Abzug bekannt sein. Sie hängt von der Gasschichttemperatur im Brandraum und den Wärmeverlusten der Rauchgase bis zum Kaminaustritt ab. Die Dichte von Verbrennungsgasen erhält man mit hinreichender Genauigkeit aus dem idealen Gasgesetz:

$$\bar{\rho} = \frac{p}{R\bar{T}} \quad (4.2-1)$$

p : Luftdruck (1 bar = 10^5 pa)

R : spezielle Gaskonstante (0,287 kJ/kgK)

Für die mittlere Gastemperatur \bar{T} gilt nach den Grundlagen zur Berechnung von Schornsteinabmessungen nach DIN 4705 Teil 1 [19] die Beziehung:

$$\bar{T} = T_0 + \frac{T_G - T_0}{K} (1 - e^{-K}) \quad (4.2-2)$$

T_0 : Umgebungstemperatur (288,16 K)

T_G : Temperatur in der Heißgasschicht

K : Abkühlzahl

Die Abkühlzahl K ist ein Maß für die Wärmeverluste durch die Abzugswand.

$$K = \frac{U_A k L_A}{\dot{M} c_p} \quad (4.2-3)$$

c_p : spez. Wärmekapazität

Da der abgeführte Massenstrom \dot{M} bereits in Gl. (4.1-7) enthalten ist, ist seine Berechnung nur iterativ möglich. Der Wärmedurchgangskoeffizient ist bereits aus Gl. (3.4-5) bekannt.

In Gl. (3.4-5) werden die Wärmeübergangskoeffizienten an der Kamininnenwand durch den Wert $\alpha_{in.}$ und von der Außenwand an die Umgebung durch $\alpha_{auß.}$ erfaßt. Der Wärmedurchgang durch die Abzugswand wird durch den Quotienten λ_A/δ_A beschrieben.

Werden die Abzugsleitungen zur Vermeidung sekundärer Brandherde mit einer Wärmedämmung ausgestattet, kann auf die Bestimmung der Wärmeübergänge meistens verzichtet und der Wärmedurchgangskoeffizient auf $\lambda = \lambda_A/\delta_A$ gesetzt werden (Bild 28), da der Wärmedurchgang maßgeblich von den kleineren Termen in Gl. (3.4-5) bestimmt wird,

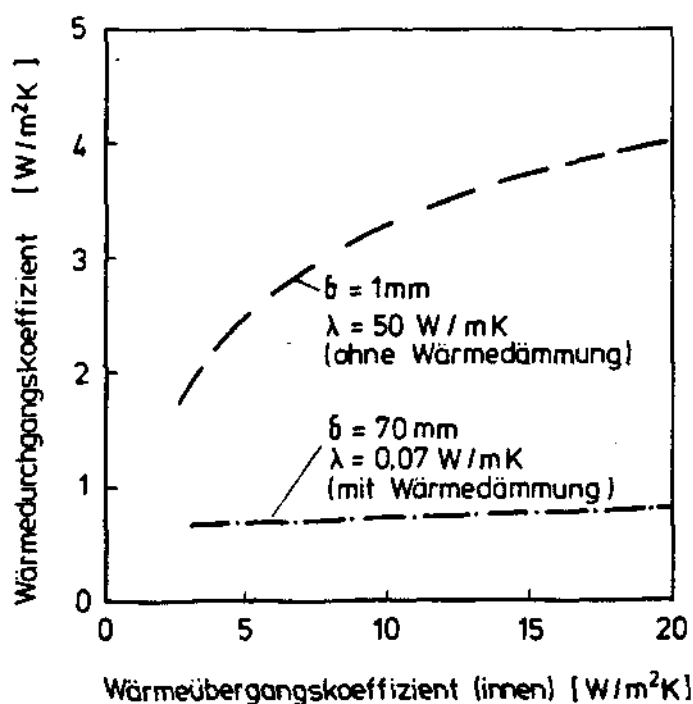


Bild 28: Wärmedurchgangskoeffizient durch eine dünnwandige Abzugswand mit und ohne Wärmedämmung in Abhängigkeit von $\alpha_{in.}$ ($\alpha_{auß.} = 5 \text{ W/m}^2\text{K}$)

Gl. (3.4-5) gilt streng genommen nur für ebene Wände, sie kann mit hinreichender Genauigkeit jedoch auch für dünnwandige Rohrquerschnitte angesetzt werden. Andernfalls und bei mehrschichtigem Aufbau sei auf die Grundlagen der Wärmeübertragung verwiesen [25].

In Bild 29 ist für den in dieser Versuchsreihe eingesetzten Abgaskamin der abgeführte Gasmassenstrom in Abhängigkeit von der mittleren Temperatur auf der Grundlage der vorgestellten Beziehungen dargestellt. Als Parameter wurde die Höhe der Heißgasschicht im 3 m hohen Brandraum variiert. Typisch für thermische Rauchabzüge ist der Verlauf der Kurve, die ihr Maximum bei ca. 300 °C erreicht.

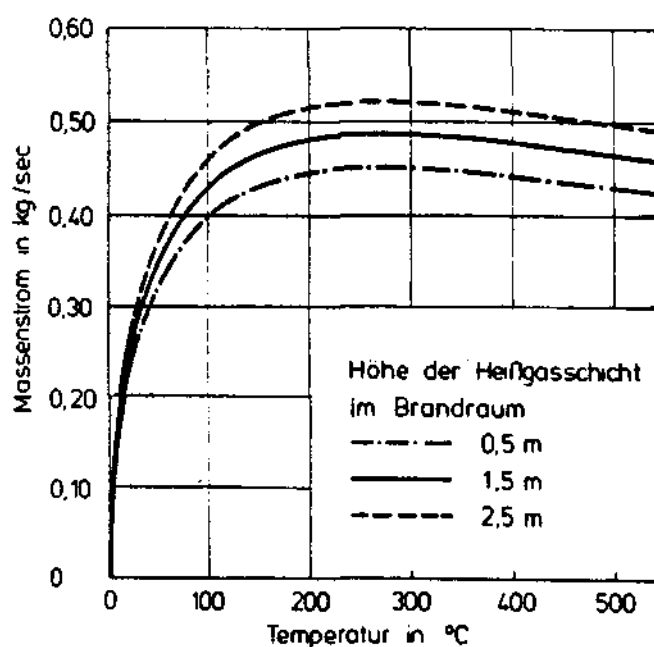


Bild 29: Massenstrom in einem Abzugsschacht in Abhängigkeit von der Temperatur bei verschiedenen Höhen der Heißgasschicht im Brandraum

4.3 Bestimmung der Strömungswiderstände

Die Berechnung des im Abzug abgeführten Rauchgasstromes nach Gl. (4.1-7) verlangt die Kenntnis des Widerstandsbeiwertes ξ_{ges} für die gesamte Abzugsanlage. Die Größe dieses Wertes hängt von der Geometrie des Abzugskanals, den Strömungsverhältnissen und dem Vorhandensein möglicher Einbauten ab - s. Gl. (4.1-4).

Die Strömung von Fluiden läßt sich allgemein durch die Reynolds-Zahl

$$Re = \frac{v \cdot D_h}{\nu} \quad (4.3-1)$$

v Strömungsgeschwindigkeit im Abzug

D_h hydraulischer Durchmesser ($D_h = \frac{4 \cdot A}{U}$)

ν kinematische Viskosität

charakterisieren. Unterhalb einer kritischen Reynolds-Zahl von 2320 herrschen grundsätzlich laminare Strömungsverhältnisse. Unter diesen Verhältnissen ist unter Beachtung des Hagen-Poiseuille'schen Gesetzes der Widerstandsbeiwert durch die einfache Beziehung

$$\xi = \frac{64}{Re} \quad (4.3-2)$$

zu bestimmen. Wird die Gasströmung nicht durch Einbauten, Krümmer und große Wandrauigkeiten gestört, ist Gl. (4.3-2) bis zu Reynoldszahlen von 8000 anwendbar. Andernfalls treten turbulente Strömungen auf, für die das Blasius'sche Widerstandsgesetz gilt:

$$\xi = \frac{0,3164}{\sqrt[4]{Re}} \quad (4.3-2)$$

Die während der Versuche gemessenen Strömungsgeschwindigkeiten von ca. 5 m/s bedeuten bei einem hydraulischen Durchmesser des Kamins von 0,48 m eine Reynolds-Zahl von 48.000, d.h. in dem hier untersuchten Fall ist mit eindeutig turbulenten Strömungen zu rechnen.

Der Einfluß der Rauigkeit auf die Strömungsverluste kann bei den üblicherweise großen Durchmessern der Abzugskanäle vernachlässigt werden. Dagegen verursachen Umlenkungen und Klappen erhebliche Druckverluste. Die Berechnungsblätter des VDI-Wärmeatlasses für den Druckverlust [26] können für eine erste Abschätzung herangezogen werden. Aus den vorgestellten Beziehungen und den Meßwerten resultiert für die in dieser Versuchsserie eingesetzte Abzugsanlage ein Widerstandsbeiwert von

$$\xi_{\text{ges}} \approx 10$$

Dabei ist der Anteil des Druckverlustes, der durch die Einbauten und Umlenkungen verursacht wird, ausschlaggebend. Für einen gerade geführten Abgaskanal ergäbe sich für die gleiche geodätische Höhendifferenz (6 m) ein Widerstandsbeiwert von $\xi \approx 0,27$. Eine solche Anlage würde bei sonst gleichen Randbedingungen einen Massenstrom von etwa 1,5 kg/s abführen.

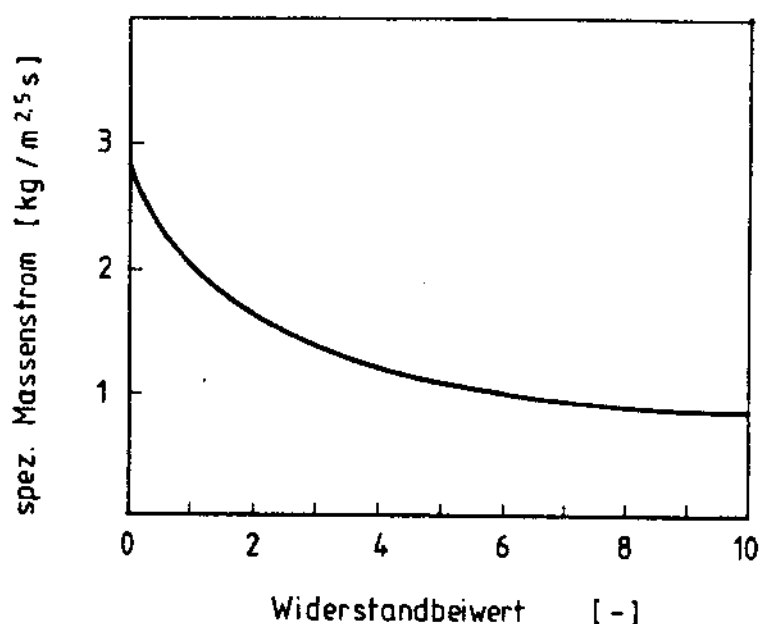


Bild 30: spez. Massenstrom ($\dot{m}/A\sqrt{H_A}$) im Abzug in Abhängigkeit von dem Widerstandsbeiwert

Im Bild 30 ist der auf die Querschnittsfläche des Abzugskanals und die radiierte geodätische Höhendifferenz zwischen Heißgasschicht und Abzugsöffnung bezogene Rauchgasmassenstrom dargestellt. Danach ist die Vermeidung von Strömungswiderständen durch Einbauten für einen effektiven Rauchabzug besonders wichtig.

5. Integration der Ergebnisse in ein Rechenmodell

5.1 Allgemeines

In den letzten Jahren wurden am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig Rechenmodelle zur Simulation von Brandereignissen entwickelt. Ziel dieser Modelle ist die Beschreibung der thermischen und strömungstechnischen Phänomene in komplexen Raumgeometrien. Für diese Problematik haben sich international die sogenannten Feld- und Zonenmodelle durchgesetzt. Beide Typen verlangen umfangreiche, mathematische Operationen, die ohne leistungsfähige Großrechner nicht denkbar sind. Besonders die Feldmodelle, bei denen die Transportvorgänge durch Lösung der Navier-Stokes'schen Bewegungsgleichungen beschrieben werden, erfordern einen sehr hohen Rechen- und damit Zeitaufwand [27].

Die Zonenmodelle zeichnen sich durch einen deutlich geringeren Rechenzeitbedarf und eine hohe Flexibilität bei verschiedenen für den Brandverlauf wesentlichen Parametern aus. Die Wahl der unterschiedlichen Zonen und ihrer Randbedingungen setzt jedoch viel Erfahrung bei der Brandmodellierung voraus.

5.2 Darstellung des Zonenmodells

Am hiesigen Institut wurden unterschiedliche Zonenmodelle entwickelt. Den letzten Entwicklungsstand repräsentiert der Code FIGARO (Fire and GAs movement in Rooms). Durch seinen modularen Aufbau ist dieses Zonenmodell an die unterschiedlichsten Situationen eines Brandes anpaßbar. Es erfaßt eine Vielzahl von Räumen und Raumkonfigurationen und beschreibt die unterschiedlichsten Brandwirkungen, so daß Aussagen über thermische Probleme sowie Aussagen über Gaskonzentrationen und Rauchverteilungen möglich sind. Jeder Raum wird in eine Vielzahl von Zonen unterteilt, in denen die Energie- und Massenbilanzen erfüllt werden. Mit dem Rechenmodell können sowohl Situationen vor und nach dem Feuerübersprung, dem sogenannten Flashover, simuliert werden (Bild 31).

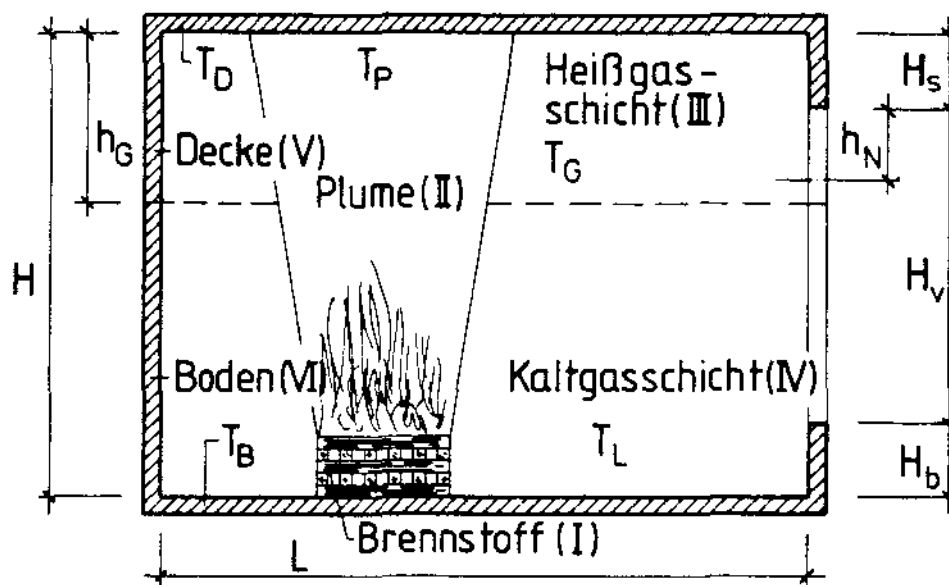


Bild 31: Brandmodell (Geometrie, Zonen, Massen- und Energieströme)

Bei dem Modell handelt es sich um ein sogenanntes Zwei-Schichtmodell, bei dem das im Raum befindliche Gasvolumen in zwei Gasschichten, die obere Heißgas- und die untere Luftschicht, unterteilt wird. Im Gegensatz dazu bilden Ein-Schichtmodelle das ganze Volumen als eine Zone mit einheitlicher Temperatur und Zusammensetzung ab. Diese Voraussetzung ist besonders in der Vollbrandphase nach dem Flashover (Feuerübersprung) zutreffend.

Die Zwei-Schichtmodelle waren ursprünglich prädestiniert für die Simulation der Brandentstehungsphase vor dem Feuerübersprung, da die Bildung einer Heißgasschicht unter der Raumdecke besonders in der Pre-flashover-Phase beobachtet wird. Bei Einbeziehung der Wärme- und Stoffaustauschvorgänge zwischen den Gasschichten sind auch die Zwei-Schichtmodelle in beiden Brandphasen anwendbar.

Das Modell FIGARO ist nach Anpassung an die Ergebnisse durchgeführter Brandversuche für unterschiedliche Fragestellungen zur Beantwortung der Brandauswirkungen in Gebäuden oder Gebäudeteilen einsetzbar. Dabei können u.a. folgende physikalische Parameter für ein Brandgebäude dargestellt werden:

- Temperatur der oberen Gasschicht sowie der unteren Luftschicht
- Temperaturen im Flammenbereich
- Druck über dem Boden

- Geschwindigkeiten der zu- und abfließenden Luft bzw. Rauchgase
- Energieströme in die Umfassungsbauteile
- Energie- und Massenströme durch Ventilationsöffnungen wie Türen, Fenster, Dachöffnungen oder Zu- und Abluftkanäle
- Rauchgaskonzentrationen für O_2 , CO_2 , CO und H_2O
- Rauchdichte bzw. Extinktionskoeffizienten für die Sichtweite (Probleme der Intervention durch Feuerwehr, Rettung von Menschen)

5.3 Die Zonenaufteilung beim Zwei-Schichtmodell

Im folgenden sollen die Zonen eines typischen Zwei-Schichtmodells skizziert und die in ihnen ablaufenden Prozesse beschrieben werden. In dem Modell FIGARO werden die behandelten Räume quaderförmig abgebildet. Die Systemgrenzen eines Raumes sind durch die Umfassungsbauteile und die Ventilationsöffnungen gegeben. In der Wahl und Festlegung der Zonen ähneln sich die verbreiteten Zonenmodelle prinzipiell (Bild 31). In dem hier vorgestellten Modell wird der Brandraum in sechs Zonen unterteilt, die sich folgendermaßen darstellen lassen:

- I. Der Brandherd setzt unter Zufuhr von Wärme Pyrolysegase frei, die anschließend im Plume aufsteigen.
- II. Der Plume wird im Brandraum von den aufsteigenden Verbrennungsgasen gebildet. Bei ausreichender Einmischung von Sauerstoff aus der Umgebung verbrennen hier die Pyrolysegase vollständig. Mit zunehmender Höhe nimmt der transportierte Massenstrom zu, oberhalb der Verbrennungszone sinken die Temperaturen. Bei großen Plume-Höhen führt die Einmischung von Umgebungsluft zu einer beträchtlichen Vergrößerung des Rauchvolumens.
- III. Unter der Raumdecke bildet sich aus den Plume-Gasen die Heißgasschicht. Ihre gegenüber der unteren Luftschicht deutlich höhere Temperatur führt zu einer stabilen Schichtung. Temperatur und Zusammensetzung sind in der Heißgasschicht eines Raumes gleichmäßig verteilt.
- IV. Diese Voraussetzung gilt auch für die darunterliegende Luftschicht. Wegen der möglichen Beladung der Luft mit Brandprodukten wird diese Zone auch Kaltgasschicht genannt. Aus ihr wird der Brand im wesentlichen mit

Sauerstoff versorgt. Deshalb ist im Brandraum die Höhe der Luftschicht und der O_2 -Partialdruck für die Energiefreisetzung von Bedeutung. Der Zustrom erfolgt aus dem Freien und den benachbarten Räumen.

- V. Als Decke wird die Zone bezeichnet, die die Heißgasschicht nach oben und zu den Seiten hin begrenzt. Sie steht durch Strahlung und/oder Konvektion im Energieaustausch mit dem Plume, der Heißgasschicht und dem Boden. Einen Teil der Energie gibt die Decke durch Wärmeleitung an die Umgebung ab.
- VI. Der Boden steht mit der Luftschicht unten und an den Seiten in Kontakt. Mit ihr wird Wärme nur konvektiv ausgetauscht, da in der Kaltgasschicht die Partialdrücke von CO_2 und H_2O im Gegensatz zu denen in der Heißgasschicht gering sind. Radiativ wird Energie von der Decke, der Heißgasschicht und dem Plume zum Boden übertragen.

Für die Gesamtdarstellung des beschriebenen Modells müssen die Prozesse in den einzelnen Zonen und ihre Wechselwirkungen erfaßt werden. Bei der Mehrraummodellierung sind auch die gegenseitigen Einflüsse der einzelnen Räume bzw. Raumsegmente zu untersuchen. Dafür ist die Bilanzierung jeder Zone in allen vom Brand betroffenen Räumen notwendig. Ebenso sind die Übergangsvorgänge der Stoff- und Wärmeströme an den Systemgrenzen zu beschreiben.

5.3.1 Der Brandherd

Für den Abbrand in einem Raum mit bekannten Ventilationsöffnungen stellte KAWAGOE [28] nach Auswertung einer Vielzahl von Brandversuchen für die maximal zu erwartende Abbrandrate die Beziehung

$$\dot{R} = \frac{0,52}{s_L} A_V \sqrt{H_V} \quad (5.3-1)$$

s_L : stöchiometrischer Luftbedarf des Brandgutes
 A_V : Fläche
 H_V : Höhe
 }
 der vertikalen Öffnungsfläche

vor, aus der sich unter der Annahme einer vollständigen Verbrennung die Brandleistung

$$\dot{E} = \dot{R} \cdot H_u \quad (5.3-2)$$

H_u : unterer Heizwert

berechnen läßt. Die Anwendung der Gl. (5.3-2) ist auf den Zustand eines ausreichenden Sauerstoffangebots im Brandnabereich beschränkt; andernfalls ist nur eine unvollständige Verbrennung möglich.

Zur Charakterisierung des Grenzfalles der stöchiometrischen Reaktion wurde in der Brandforschung die Ventilationszahl φ eingeführt, die das Verhältnis von stöchiometrischem Luftbedarf zu zugeführter Luftmenge angibt.

$$\varphi = \frac{s_L \dot{R}}{\dot{M}_L} \quad (5.3-3)$$

\dot{M}_L : Luftmassenstrom zum Brandherd

Entsprechend der Definition nach Gl. (5.3-3) liegt bei $\varphi < 1$ ein brandlastgesteuerter Brand vor; für die Energiefreisetzungsrate gilt unter diesen Bedingungen Gl. (5.3-2). Bei einer Ventilationszahl von $\varphi \geq 1$ befindet sich der Brand in der ventilationsgesteuerten Phase. Unter diesen Umständen gilt die Beziehung

$$\dot{E} = \frac{\dot{M}_L}{s_L} H_u \quad (5.3-4)$$

Während nach dem Ansatz von KAWAGOE (5.3-1) die Abbrandrate und damit die Brandleistung ausschließlich von der Geometrie der Türen und Fenster abhängig ist, wies HAGEN [23] in Brandexperimenten in Räumen unterschiedlicher Geometrie nach, daß die Strömungsverhältnisse in Brandherdnähe die Brandleistung bestimmen. Besonders bei Brandräumen mit mehreren Öffnungen einschließlich vorhandener Rauchabzüge sollte daher der im Plume eingemischte Sauerstoff zur Berechnung der Abbrandrate in der Vollbrandphase herangezogen werden.

5.3.2 Der Plume

Dem Plume kommt bei der Simulation des natürlichen Brandes mit dem Zweischichtmodell eine herausragende Bedeutung zu, weil hier die größten Transportvorgänge zwischen der Kalt- und der darüber befindlichen Heißgasschicht stattfinden. Wie dargelegt wurde, vollzieht sich hier auch die Oxidation der Pyrolysegase und damit die Freisetzung der Wärmeenergie. Dabei bestimmt die Menge des eingemischten Sauerstoffs die Vollständigkeit der Verbrennung und bei ventilationsgesteuertem Brandverlauf die je Zeiteinheit freigesetzte Energie.

In dem Simulationsprogramm wird das Plume-Modell von ZUKOSKI et al. [30,31] eingesetzt, das den Plume in verschiedene Segmente unterteilt. In der unteren laminaren Verbrennungszone läßt sich der im Plume transportierte Massenstrom aus dem Brandherdumfang und dem Diffusionskoeffizienten für Luft in die heißen Pyrolysegase berechnen.

$$\dot{M}_{p, \text{lam}} = 2,86 \rho_L U_{Br} \sqrt{D_L g} h_p^{0,75} \quad (5.3-5)$$

ρ_L : Dichte der Luft

U_{Br} : Brandherdumfang

D_L : Diffusionskoeffizient (0,15 cm²/s)

g : Erdbeschleunigung

h_p : Plume-Höhe

Im turbulenten Plume-Bereich entwickelten die Autoren eine Gleichung, die die beim Brand freigesetzte Energie indirekt über die temperaturabhängige Dichte der Plume-Gase und der umgebenden Luft berücksichtigt.

$$\dot{M}_{p, \text{turb}} = f \rho_L \sqrt{\frac{\rho_L - \rho_p}{\rho_L} g} h_p^{2,5} \quad (5.3-6)$$

ρ_p : Dichte der Plume-Gase

f : Entrainment-Koeffizient (0,08)

Die Grenzhöhe, oberhalb der die Gl. (5.3-6) bzw. unterhalb der die Gl. (5.3-5) zu verwenden ist, ist durch die Stetigkeitsbedingung $\dot{M}_{p, \text{lam}} = \dot{M}_{p, \text{turb}}$ gegeben.

Ist die Brandleistung bekannt, lassen sich die vom Plume transportierten Massenströme und die Plume-Temperaturen aus der Energiebilanz berechnen. Dabei wird vorausgesetzt, daß 40 % der frei werdenden Verbrennungswärme als Strahlung bereits den Brandherd verlassen [15].

$$\dot{E}(1-f_S) + (\dot{M}_p - \dot{R}) c_{pL} \theta_L = \dot{M}_p c_{pP} \theta_P \quad (5.3-7)$$

mit $\theta = T - T_0$; $T_0 = 288,16 \text{ K}$

E: Brandleistung

f_S : Strahlungsanteil (0,4)

c_p : spez. Wärmekapazität

θ : Temperatur über Umgebungstemperatur T_0

In Bild 32 sind die im Plume transportierten Massenströme und ihre Temperaturen in Abhängigkeit von der Höhe dargestellt. Bei Anwendung dieses Plume-Modells wird bei geringen Plume-Höhen der große Einfluß der Brandherdgröße deutlich, der dagegen in der turbulenten Auftriebsplume keine Rolle mehr spielt.

Unter der Annahme, daß die in der Plume eingemischte Luft bei der höchstmöglichen Abbrandrate vollständig für die stöchiometrische Verbrennung benötigt wird und in der Verbrennungszone eine Temperatur von 1000 °C herrscht, läßt sich die maximale Brandleistung durch den Ansatz

$$\dot{E}_{\text{max}} = \max \left[0,275 \frac{H_u}{s_L + 1} h_p^{2,5} ; 0,024 \frac{H_u U_{Br}}{s_L + 1} h_p^{0,75} \right] \quad (5.3-8)$$

berechnen. In Bild 33 sind die maximalen Brandleistungen als Funktion von der Plume-Höhe dargestellt.

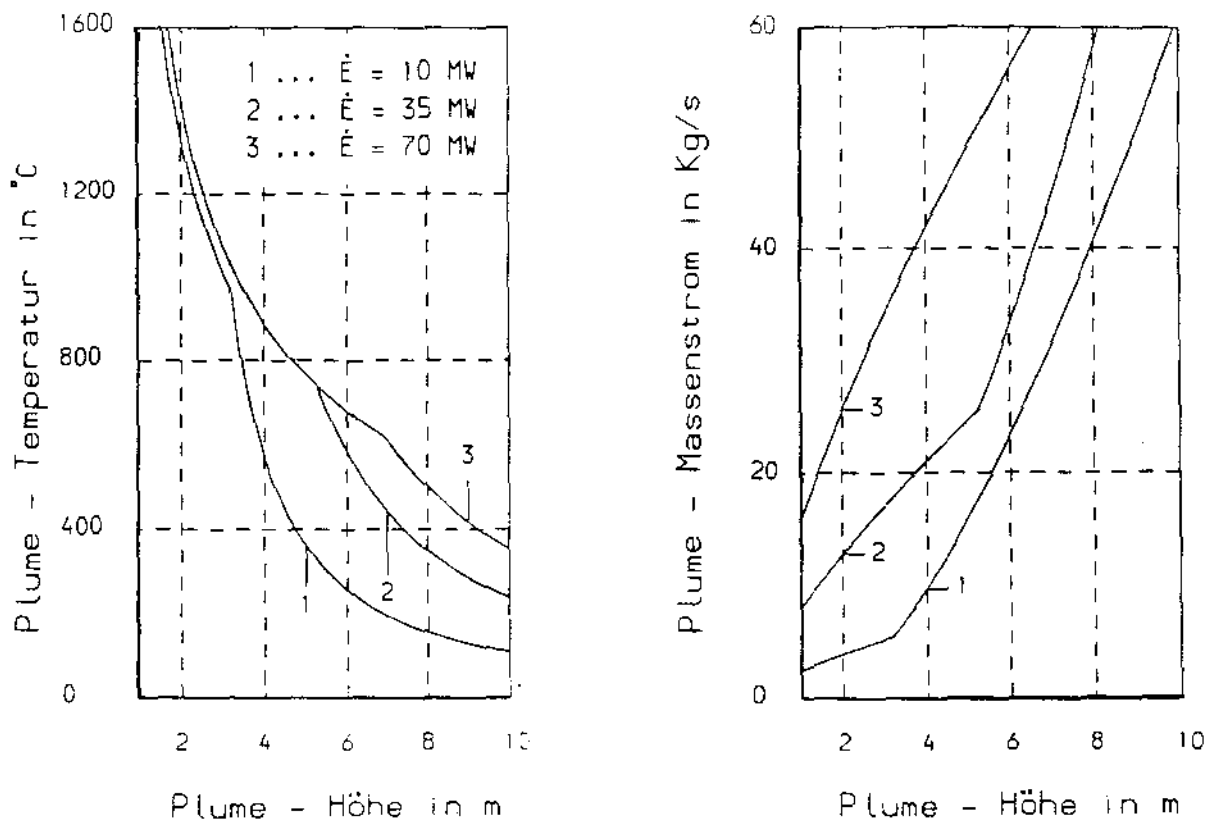


Bild 32: Plume-Massenstrom und Temperatur in Abhängigkeit von der Höhe bei unterschiedlichen Brandleistungen

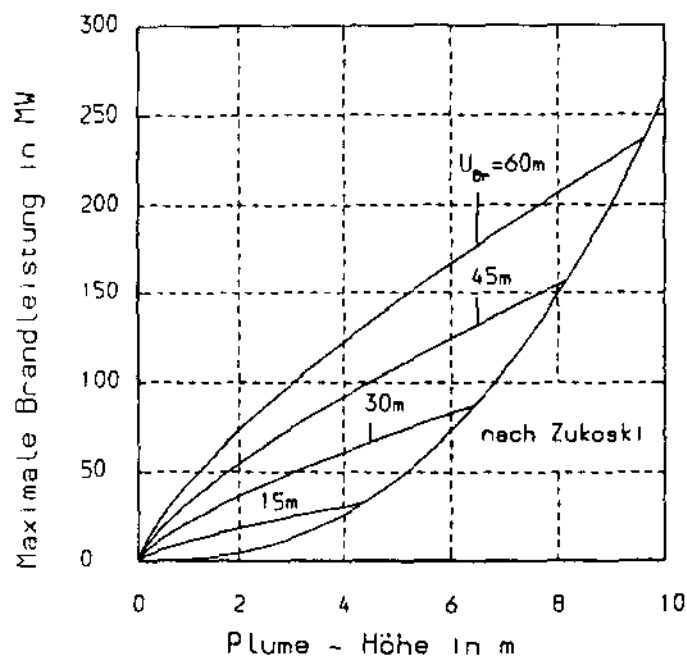


Bild 33: Maximale Brandleistung in Abhängigkeit von der Plume-Höhe bei variiertem Brandherdumfang

Um \dot{E}_{\max} für große Brandräume abschätzen zu können, kann für die Plume-Höhe h_p die Deckenhöhe des Bauwerkes angesetzt werden. Anzumerken ist, daß diese Betrachtung eine ausreichende Entwicklung von Pyrolysegasen, die vom Brandgut und seiner Verteilung abhängt, unterstellt. Für die Ölbrandversuche in Karlstein [32] wird eine gute Übereinstimmung der Versuchsdaten mit den Rechenwerten erreicht.

Eine Behinderung des Abbrandes ist bei langen Räumen in der sich einstellenden Rückströmung von Rauchgasen zum Brandherd zu sehen. Dadurch verringert sich das Sauerstoffangebot für den Brand mit der Folge einer reduzierten Energiefreisetzung. Das komplexe Zusammenwirken von O_2 -Gehalt, Temperaturen und Zwangsventilation ist jedoch nur in einer umfassenden rechnergestützten Wärmebilanzrechnung zu erfassen.

5.3.3 Die Heiß- und Kaltgasschichten

Unter der Voraussetzung, daß im Brandraum zwei Gasschichten vorliegen, stellen sich die in den Bildern 34 und 35 gezeigten Massen- und Energieströme ein. Ihre Erfassung und Bilanzierung führt auf die charakteristischen Zustandsgrößen dieser Zonen, die durch die Temperaturen, die herrschenden Drücke, die Schichtdicken und die Partialdrücke der Gaskomponenten bestimmt sind.

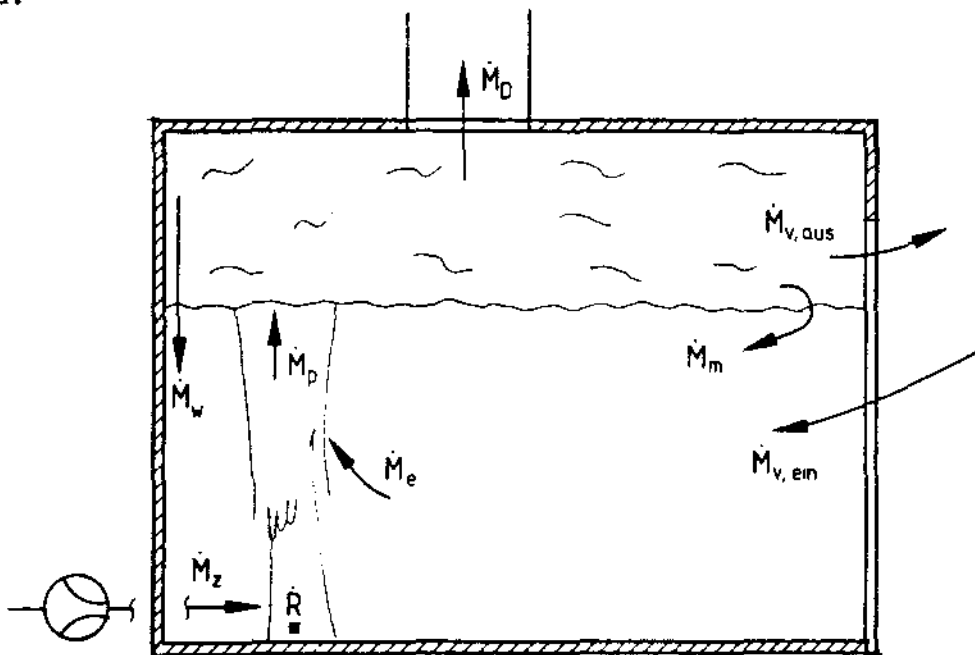


Bild 34: Gasmassenströme im Brandraum

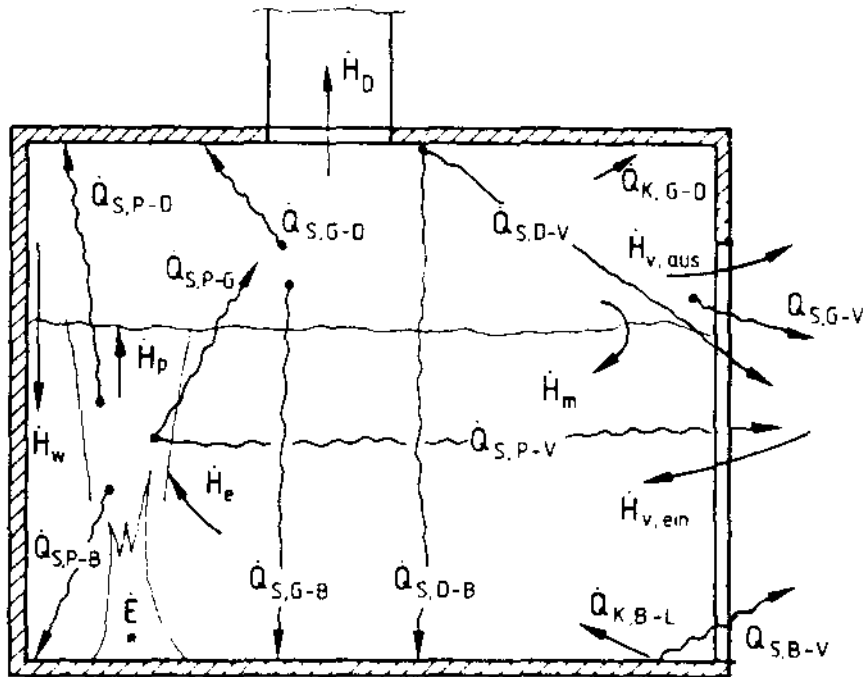


Bild 35: Energieströme im Brandraum

Bei Berücksichtigung der in den Bildern 34 und 35 verwendeten Bezeichnungen lautet die Massenbilanz für die Heißgasschicht

$$\frac{dM_G}{dt} = \dot{M}_P - \dot{M}_D - \dot{M}_{V, \text{aus}} - \dot{M}_W - \dot{M}_m \quad (5.3-9)$$

$$\text{mit } \frac{dM_G}{dt} = A \frac{d(\rho_G h_G)}{dt}$$

A: Grundfläche des Raumes

ρ_G : Dichte des Heißgases

h_G : Schichtdicke der Heißgase

Die mit den Massenströmen verbundenen Enthalpieströme berechnen sich aus der Gleichung:

$$\dot{H} = \dot{M} \overline{c_p} \theta \quad (5.3-10)$$

θ : Übertemperatur ($T_G - T_0$)

$\overline{c_p}$: mittlere Wärmekapazität zwischen T_G und T_0

Dabei sind den Massenströmen die Temperaturen der Zonen zuzuordnen, aus denen sie stammen. Aus der Summe der Energieströme

$$\frac{dE_G}{dt} = \dot{H}_p - \dot{H}_D - \dot{H}_{v,aus} - \dot{H}_w - \dot{H}_m + \dot{Q}_{S,P-G} - \dot{Q}_{S,G-B} - \dot{Q}_{S,G-D} - \dot{Q}_{S,G-V} - \dot{Q}_{K,G-D} \quad (5.3-11)$$

mit $\frac{dE_G}{dt} = A \frac{d(\rho_G h_G c_p \theta_G)}{dt}$

lassen sich so der Energieinhalt und damit die Temperatur der Heißgasschicht berechnen.

Für die untere Kaltgasschicht, die erheblich weniger mit gasförmigen Brandprodukten belastet ist und deshalb als diatherman angesehen wird, lautet die Massenbilanz:

$$\frac{dM_L}{dt} = \dot{M}_Z + \dot{M}_{v,ein} + \dot{M}_w + \dot{M}_m + \dot{M}_e \quad (5.3-12)$$

mit $\frac{dM_L}{dt} = A \frac{d(\rho_L h_L)}{dt}$

ρ_L : Dichte der Luft

h_L : Höhe der Schicht ($h_L = H - h_G$)

Die Energiebilanz für die Kaltgasschicht hat die Form:

$$\frac{dE_L}{dt} = \dot{H}_Z + \dot{H}_{v,ein} + \dot{H}_w + \dot{H}_m - \dot{H}_e + \dot{Q}_{K,B-L} \quad (5.3-13)$$

mit $\frac{dE_L}{dt} = A \frac{d(\rho_L h_L c_p H_L)}{dt}$

Die Bilanzgleichungen für beide Gasschichten sind nicht einzeln zu bestimmen, da ein gegenseitiges Wechselspiel zwischen den Zonen stattfindet. Neben den Schichtdicken und den Temperaturen resultiert aus den Bilanzen auch der sich im Raum einstellende Druck, der maßgeblich die durch die Ventilationsöffnungen ausgetauschten Massenströme in ihrer Größe und Richtung bestimmt.

Der Energieaustausch der Gasschichten mit den Umfassungsbauteilen besteht aus einem Konvektions- und einem Strahlungsanteil. Für die konvektiv übertragene Wärme gilt das Newtonsche Abkühlungsgesetz [25].

$$\dot{q}_k = \alpha \cdot (T - T_W) \quad (5.3-14)$$

\dot{q}_k : spez. Wärmestrom in die Strukturen (Boden o. Decke)

α : Wärmeübergangskoeffizient

T : Temperatur in Heiß- oder Kaltgasschicht

T_W : Oberflächentemperatur der Strukturen

Für den temperaturabhängigen Wärmeübergangskoeffizienten in Brandräumen gibt BABRAUSKAS [29] die Formel an:

$$\alpha = 5,0 \sqrt[3]{|T - T_W|} \quad (5.3-15)$$

Die Berechnung der Strahlung zwischen Plume, Heißgasschicht, Decke und Boden wird nach dem Stefan-Boltzmannschen Gesetz bestimmt. Dabei werden von der Raumgeometrie und der Gasschichthöhe abhängige Absorptionszahlen verwendet, die das Strahlungsverhalten charakterisieren. Die Bestimmung der Absorptionszahlen wird von DOBBERNACK ausführlich in der Beschreibung seines Brandmodells [3] geschildert.

5.3.4 Vertikale Ventilationsöffnungen

Neben dem Rauchabzug im Deckenbereich durch sog. horizontale Ventilationsöffnungen, deren mathematische Beschreibung in Abschnitt 4 dargestellt wurde, kann auch der Gasaustausch durch Türen und Fenster (sog. vertikale Ventilationsöffnungen) simuliert werden. Während bei Rauchabzügen jedoch die treibende Druckdifferenz über der ganzen Fläche konstant ist, muß bei den vertikal angeordneten Öffnungen die Höhenabhängigkeit des Druckes berücksichtigt werden (Bild 36).

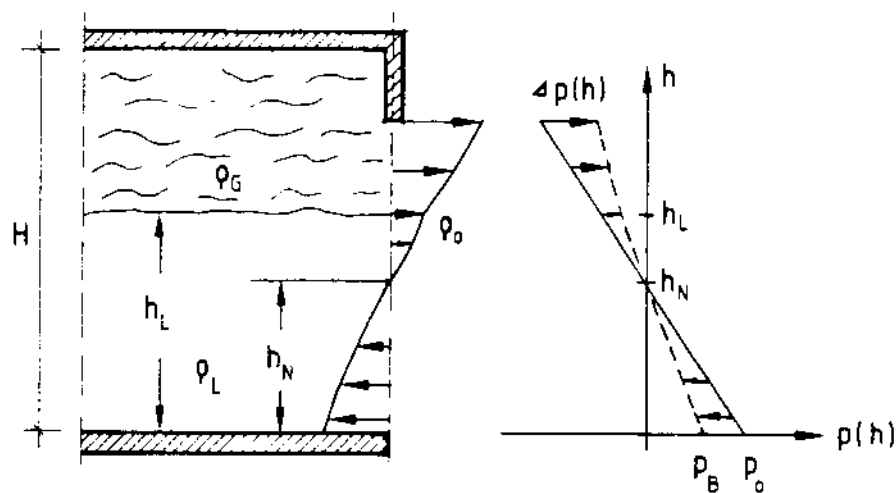


Bild 36: Druckdifferenz und Geschwindigkeitsprofil in einer vertikalen Ventilationsöffnung in Abhängigkeit von der Höhe

Für die Druckdifferenz gilt die Gleichung

$$\Delta p(h) = p_B - p_0 + g \int_0^h (\rho(h) - \rho_0) dh \quad (5.3-14)$$

p_B : Druck am Boden des Brandraumes

p_0 : Umgebungsdruck

$\rho(h)$: Dichte in Kalt- bzw. Heißgasschicht

ρ_0 : Dichte der Umgebungsluft

Bei der Brandsimulation in Mehrromanordnungen sind zur Berechnung des Gasaustausches zwischen zwei Räumen für p_0 und ρ_0 die entsprechenden Werte des Folgeraumes zu verwenden. Ausführlich wird diese Vorgehensweise in [33] beschrieben.

Aus Gl. (5.3-14) läßt sich über die Bernoulli-Gleichung und nach Integration über die Höhe der Massenstrom durch Türen und Fenster berechnen.

$$\dot{M} = \varphi \rho B_V \int_0^h \sqrt{\frac{2 |\Delta p(h)|}{\rho}} dh \quad (5.3-15)$$

φ : Kontraktionsfaktor

ρ : Dichte des aus- bzw. des einströmenden Gases

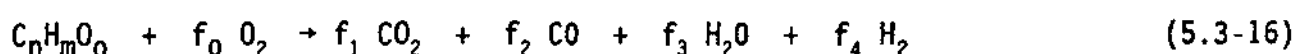
B_v : Breite der vertikalen Öffnung

Die Kontraktionszahl φ berücksichtigt, daß die Strömungsgeschwindigkeit an den Rändern durch Einschnüreffekte geringer ist. Für übliche Türen und Fenster kann sowohl für die ein- als auch ausströmenden Gase ein Wert von 0,7 [34] verwendet werden.

Die nach oben zunehmende Druckdifferenz führt oberhalb der sog. Neutralen Ebene zum Austritt von Brandgasen; unterhalb dieser Ebene strömt Luft dem Brandraum zu. Die großen Differenzen zwischen den Strömungen können zu erheblichen Einmischungen von Brandgasen in die untere Schicht führen [35] und so durch die einsetzende Verqualmung die Flucht- und Rettungsmöglichkeiten verschlechtern.

5.3.5 Bestimmung der Gaskonzentrationen

In dem vorgestellten Simulationsmodell wird vorausgesetzt, daß sich das Brandgut als Kohlenwasserstoff in der Form $C_nH_mO_o$ darstellen läßt. Für diese Stoffe läßt sich die Verbrennungsreaktion allgemein mit der Formel beschreiben:



In der brandlastgesteuerten Phase ist bei ausreichendem Sauerstoffangebot mit der vollständigen Verbrennung des Brandgutes zu CO_2 und H_2O zu rechnen, so daß sich die Bildungsraten für CO_2 und H_2O aus obiger Reaktionsgleichung bestimmen lassen.

Um die Zusammensetzung der Brandgase bei ventilationsgesteuertem Brandablauf zu bestimmen, ist neben der Reaktionsgleichung (5.3-16) zusätzlich die homogene Wassergasreaktion notwendig [36].



Unter Beachtung des Massenwirkungsgesetzes [37], mit dem das Reaktionsgleichgewicht in Abhängigkeit von der Temperatur bestimmt wird, führt die Verknüpfung dieser Gleichungen auf die Partialdrücke von CO_2 , H_2O , CO und H_2 in den Brandgasen.

Die Verteilung der Komponenten in der Luft- und Heißgasschicht im Brandraum und bei Mehrraumanordnungen läßt sich aus den Stoffbilanzen für die einzelnen Komponenten berechnen. Diese Bilanzgleichungen sind analog zu den Massen- und Energiebilanzen in Abschnitt 5.3.3 aufgebaut.

6. Anwendung des Modells

6.1 Allgemeine Hinweise

Das vorgestellte Simulationsmodell soll im folgenden anhand der Meßdaten aus den durchgeführten Brandversuchen überprüft und die Ergebnisse diskutiert werden. Im Vordergrund stehen dabei das Verhalten des Rauchabzuges und die Rückwirkungen auf die Verhältnisse im Brandraum.

Ferner wird in einer Parameterstudie die Entwicklung der Gasschichthöhe und der Temperaturen dargestellt. Ziel ist, die Unterschiede bei einem Rauchabzug über einen Kamin gegenüber herkömmlichen Rauchabzügen aufzuzeigen. Abschließend soll die Eignung des hier untersuchten Rauchabzugs für die Praxis diskutiert werden.

6.2 Vergleich der Meßdaten aus den Brandversuchen mit Rechenergebnissen des Modells

Vor den Vergleichsrechnungen müssen die Geometrie des Brandraumes und die Abmessungen des Abzugskanals und der übrigen Ventilationsöffnungen eingegeben werden. Für die Berechnung der Wärmeströme in die Wand des Brandraumes werden die thermischen Stoffdaten der Baustoffe benötigt. Dabei wird davon ausgegangen, daß überwiegend eine Schamotte-Bekleidung im Brandraum vorherrscht.

Die Pyrolyserate wird über die Zeit, wie sie während der Versuche ermittelt wurde, vorgegeben. Das Programm nimmt dann während des Rechenlaufes eine an die Ventilationsbedingungen gekoppelte Korrektur vor.

Tabelle 4: Eingabegrößen für die Simulationsrechnung

Raumgeometrie		
Länge	=	3,6 m
Breite	=	3,6 m
Höhe	=	3,6 m bzw. 4,6 m (die Abbrandwaage ist 0,6 m hoch und daher von der Raumhöhe abzuziehen)
Größe der Ventilationsöffnungen		
1. Tür:	Breite = 0,6 m Höhe = 1,0 m	
2. Tür:	Breite = 0,6 m Höhe = 3,0 m	
Rauchabzug:	Länge = 0,6 m Breite = 0,4 m	
Länge des Kanals:	19,5 m bzw. 18,5 m	
Höhe des Kanals:	6,0 m bzw. 5,0 m	
Thermische Stoffdaten		
Dichte:	1800 kg/m³	
spez. Wärmekapazität:	0,83 kJ/kgK	
Wärmeleitfähigkeit:	0,7 W/mK	
Brandgut	Holz (C ₆ H ₁₀ O ₅)	Ø1 (C ₇ H ₁₃)
Heizwert (MJ/kg)	17	40
Brandlast (kg)	100 - 200	16
Pyrolyserate (kg/s)	aus den Messungen (s. Bild A1, A8, A15, A22)	

Der zur Verbrennung des Brandgutes erforderliche stöchiometrische Luftbedarf wird im Programm aus der chemischen Summenformel berechnet, für die Bestimmung der Brandleistung aus der Abbrandrate muß der Heizwert H_u bekannt sein. In Tabelle 4 sind die wichtigsten Eingabegrößen zusammengefaßt.

Zum Vergleich der wichtigsten Kenngrößen eines Brandes wird auf die Meß- und Rechenwerte der Versuche RWA-7, -8, -12 und RWA-16 zurückgegriffen. Die in den Experimenten ermittelten Daten sind im Anhang mit den Ergebnissen der entsprechenden Rechenläufe vergleichend dargestellt. Abgebildet sind für den Brandraum die Abbrandrate, die Temperaturen in der Gas- (T_G) und Luftschicht (T_L), die Höhe der Heißgasschicht (von der Decke gemessen) und die CO_2 -Konzentration in den Brandgasen.

Für den Rauchabzug sind die Gastemperaturen im Meßquerschnitt (A) und (E) dargestellt, die sich ca. 1,25 m und 15 m von der Eintrittsöffnung des Kamins im Brandraum befanden. Die Strömungsgeschwindigkeit im Meßquerschnitt (C) und der daraus berechnete Massenstrom werden ebenfalls gezeigt.

Das Rechenprogramm berechnet für den Brandraum zwei Gastemperaturen, die aus den Bilanzgleichungen für die Heiß- und Kaltgasschicht resultieren. Diese Werte sind mit geeigneten Meßwerten aus den Brandversuchen zu vergleichen. Da es sich bei den berechneten Daten um Mittelwerte handelt, wurden aus den Meßwerten einer Ebene im Brandraum die arithmetischen Mittel gebildet, um eine bessere Vergleichbarkeit zu gewährleisten.

6.2.1 Vergleichsrechnung des Versuchs RWA-7

Bild A2 zeigt die gemessenen und berechneten Schichttemperaturen für den Versuch RWA-7. Da in diesem Brandversuch mit Ausnahme der Klappenstellung im Abzug keine weiteren Parameter variiert wurden, folgt der Temperaturverlauf der Abbrandrate (Bild A1). Während die Meßwerte für die Heißgasschicht gut mit den Rechendaten übereinstimmen, liegen die berechneten Werte für die Luftschicht deutlich unter den Meßwerten, die über dem Brandraumboden registriert wurden. Ursache dafür ist wahrscheinlich die hohe Wärmestrahlung aus dem Brandherd, die ebenfalls auf die Thermoelemente einwirkte.

Dieses Verhalten wurde bei allen Versuchen beobachtet. Lediglich beim Ölbrandversuch mit geringer Abbrandrate, d.h. bei geringer Wärmestrahlung, wird eine Übereinstimmung der Werte für die Luftschicht erzielt.

Der kurzfristig verzögerte Anstieg der Temperaturen nach der 7. Minute ist voraussichtlich auf den vorübergehenden Rückgang der Abbrandrate und nicht auf die vollständige Öffnung der Abgasklappe zurückzuführen. Dafür spricht die nahezu unveränderte Gasschichthöhe (Bild A3), für die keine Messungen vorliegen.

Bild A4 zeigt die CO_2 -Konzentration in der Heißgasschicht. Die Rechenwerte liegen in der Brandentstehungs- und Vollbrandphase um 1 - 2 % über den Meßwerten. Eine CO_2 -Konzentration von 18 % deutet auf einen ventilationsgesteuerten Brand hin, bei dem auch Kohlenmonoxid entsteht. Die Entstehung dieses Gases wurde rechnerisch bestätigt und meßtechnisch nachgewiesen. Der Einbruch der CO_2 -Konzentration zwischen der 7. und 12. Minute ist, wie auch bei der Temperaturentwicklung, auf den Rückgang der Brandleistung zurückzuführen.

Die Temperaturen der im Abzug strömenden Brandgase sind in Bild A5 dargestellt. Im Meßquerschnitt A herrschen praktisch die gleichen Temperaturen wie in der Heißgasschicht des Brandraumes. Während sich die Erhöhung des Massenstromes in der Temperaturmessung im Querschnitt A nicht niederschlägt, registriert die ca. 14 m entfernte Temperaturmessung einen plötzlichen Anstieg. Dies ist auf die erhöhte Energiezufuhr aus dem Brandraum zurückzuführen, ohne daß die Wärmeverluste durch die Abzugswand entsprechend anstiegen.

Die Übereinstimmung der Meß- und Rechenwerte wurde iterativ durch Variation des Wärmedurchgangskoeffizienten k erreicht. Für $k = 10 \text{ W/m}^2\text{K}$ wurden für den unisolierten Abgaskamin die Wärmeverluste an die Umgebung richtig abgeschätzt.

Die Strömungsgeschwindigkeit und der Rauchgasmassenstrom im Abzug werden in den Bildern A6 und A7 gezeigt. Hier wird der Einfluß der Klappenstellung besonders deutlich. Gegenüber der 45° -Stellung verdoppelte sich der Massenstrom nach der vollständigen Öffnung (90°). Die Anpassung des Rechenmodells an die Brandversuche gelang mit einem von dem Winkelverhältnis abhängigen Widerstandsbeiwert [26], der in Bild 37 dargestellt ist.

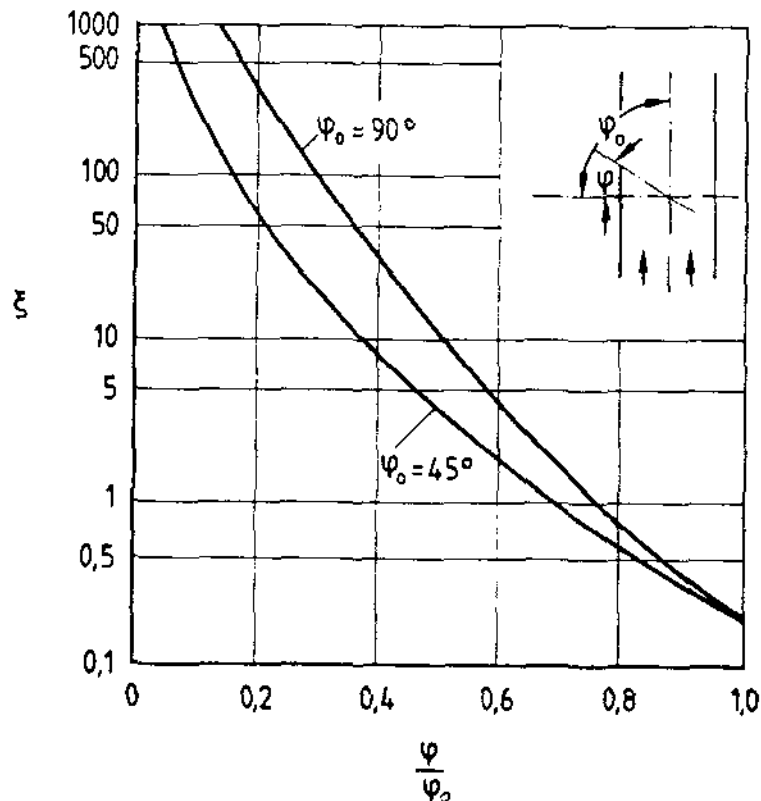


Bild 37: Widerstandskennlinie einer Klappe

Interessant beim Vergleich der zeitabhängigen Verläufe von dem abgeführten Massenstrom und der Strömungsgeschwindigkeit ist, daß die Maxima der Kurven nicht zusammenfallen. Während der Vollbrandphase in der 30. Versuchsminute führen die hohen Gastemperaturen zwar zu einem größeren Auftrieb und damit zur höchsten Strömungsgeschwindigkeit (5 m/s), die abnehmende Gasdichte sorgt andererseits aber für einen Rückgang des Massenstromes, der unmittelbar nach Klappenöffnung und gegen Versuchsende die höchsten Werte (0,5 kg/s) erreicht (s. auch Bild 29).

6.2.2 Vergleichsrechnung des Versuchs RWA-8

Abweichend vom Versuch RWA-7 wurde bei RWA-8 zeitgleich mit dem Aufstellen der Klappe die kleine Tür geschlossen und der Brandraum mit 65fachem stündlichen Luftwechsel (3100 m³/h) belüftet. Der danach einsetzende Rückgang der Abbrandrate ist auf den gegenüber dem Versuch RWA-7 um etwa 5 Minuten später einsetzende Feuerübersprung auf den benachbarten Holzstapel zurückzuführen. Möglicherweise trägt die Zwangsventilation wegen des erhöhten Rauch- und Wär-

meabzuges dazu bei. Obwohl die Abbrandrate das gleiche Maximum erreicht (Bild A8), bleiben die Temperaturen der Heiß- und Kaltgasschicht (Bild A9) um etwa 70 - 80 K unter den Werten des vorangegangenen Brandversuchs.

Die verbesserten Ventilationsbedingungen drücken sich auch in einem niedrigeren CO_2 -Partialdruck aus, der sich nach dem Einschalten der Zuluftgebläse einstellt (Bild A11). Die gute Übereinstimmung der Meß- und Rechenwerte weist darauf hin, daß das verwendete Plume-Modell auch bei Zwangsventilation einsetzbar ist und somit die Lufteinmischung in den Plume im wesentlichen von der Höhe der unteren Gasschicht und weniger von den Strömungsverhältnissen im Brandraum abhängt.

Die Strömungsgeschwindigkeit und der Massenstrom im Rauchabzug stiegen gegenüber dem Vorversuch nur leicht an. Obwohl die Frischluftgebläse dem Brandraum etwa 1 kg/s zuführten und mit Ausnahme des Rauchabzuges alle Ventilationsöffnungen geschlossen waren, trat durch den Kamin nur ein Massenstrom von etwa 0,5 - 0,6 kg/s aus. Folglich muß der Rest durch vorhandene Fugen entweichen sein. Mit den Versuchsergebnissen übereinstimmende Rechenwerte konnten durch die Einführung eines 5 cm breiten und 3 m hohen Spalts erzielt werden (Bild A13 und A14). Sein effektiver Querschnitt betrug demnach 62 % der Dachöffnungsfläche.

6.2.3 Vergleichsrechnung des Versuchs RWA-12

Der wesentliche Unterschied dieses Versuchs lag darin, daß der Abzugskamin mit einer ca. 7,0 cm dicken Mineralwollematte eingekleidet war, um die Wärmeverluste zu reduzieren. Die übrigen Parameter entsprachen bis zur 30. Versuchsminute weitestgehend denen des Versuchs RWA-7, danach denen von RWA-8. Folglich treffen für die Ereignisse im Brandraum die Ausführungen aus Abschnitt 6.2.1 und 6.2.2 zu.

Interessant in bezug auf die Abbrandrate ist ihr sprunghafter Anstieg auf 0,16 kg/s (= 2,56 MW) nach dem Einschalten der Zwangsventilation in der 30. Versuchsminute (Bild A15). Das größere Sauerstoffangebot im Brandraum ermöglicht offensichtlich eine höhere Abbrandrate. Dieses Verhalten wird grundsätzlich auch vom Rechenmodell wiedergegeben, wobei jedoch als maximale Abbrandrate bei freier Ventilation 0,10 kg/s und bei Zwangsventilation 0,14 kg/s ausgewiesen werden. Der Unterschied ist dadurch zu erklären, daß

die Messung den pyrolysierten Massenstrom aus dem Brandherd angibt, während der berechnete Kurvenverlauf den tatsächlich verbrannten Anteil der Pyrolysegase darstellt. Vermutlich hat also ein Teil der freiwerdenden Pyrolysegase den Brandraum in der Vollbrandphase verlassen, ohne zur Wärmeentwicklung beigetragen zu haben.

Der Anstieg der gemessenen Abbrandrate wirkte sich auf die Temperatur im Brandraum nicht aus. Vielmehr wurden in der Temperaturmessung nach dem Einschalten der Lüftungsgebläse geringere Werte festgestellt (Bild A16). Die Rechnung ließ dagegen ein gegensätzliches Verhalten erwarten. Demnach überwiegt der kühlende Einfluß der Zwangsventilation den der höheren Energiefreisetzung.

Die Wärmedämmung des Abzugskamins hatte einen geringeren Temperaturabfall in Strömungsrichtung zur Folge. Während bei den anderen Versuchen die Differenz zwischen den Meßwerten der Querschnitte A und E ca. 250 K betrug (während der Vollbrandphase), waren es in diesem Fall nur 50 bis 100 K. Die Übereinstimmung der Rechenergebnisse mit den Messungen wurde mit einem Wärmedurchgangskoeffizienten von $k = 6 \text{ W/m}^2\text{K}$ erreicht, der erheblich über dem Wert liegt, wie er aus den thermischen Stoffdaten des Abzugskanals resultiert (Bild 28). Verantwortlich dafür ist die Wärmekapazität der Baustoffe, die in der Anfangsphase des Brandes einen sehr viel höheren Wärmedurchgangskoeffizienten vortäuschen (Bild 18). Um dieses Verhalten korrekt zu beschreiben, ist hier das Berechnungsverfahren für die zweidimensionale, instationäre Wärmeleitung anzuwenden. Da sich in den Versuchen gezeigt hat, daß das Abzugsverhalten von der Wärmedämmung kaum beeinflusst wird, kann auf die relativ komplizierte, mathematische Behandlung dieses Problems verzichtet werden.

Die Strömungsgeschwindigkeiten im Rauchabzug lagen in diesem Versuch in der Vollbrandphase über den Werten, die im Abzug ohne Wärmedämmung gemessen und berechnet wurden. Die höheren Temperaturen und damit geringeren Gasdichten vergrößern den Auftrieb, ohne den abgeführten Rauchmassenstrom zu steigern (Bild A20, A21). Dieser Zusammenhang, der theoretisch in Abschnitt 4.2 behandelt wurde, wurde experimentell bestätigt.

6.2.4 Vergleichsrechnung des Versuchs RWA-16

In dem Ölbrandversuch wurde mit 0,007 - 0,01 kg/s eine wesentlich kleinere Abbrandrate erreicht (Bild A22) als bei den Holzkrippenbränden (ca. 0,1 kg/s). Der Heizwert von Öl liegt mit 40 MJ/kg zwar deutlich über dem des Holzes (≈ 16 MJ/kg), die Brandleistung blieb aber unter der der anderen Versuche.

Die Meßwerte für die Abbrandrate zeigten den für Pool-Brände typischen Verlauf (Bild A22). Schon nach zwei Minuten wurde das Maximum erreicht, das bis zum Ausbrand der 20 Liter Heizöl nach ca. 40 - 45 Minuten die Energiefreisetzung bestimmte.

Der zeitliche Verlauf der Abbrandrate spiegelt sich auch in der Temperaturentwicklung im Brandraum wieder. Der leichte Anstieg der berechneten Luftschichttemperatur nach der 15. Versuchsminute ist auf das Ausschalten der Zuluftgebläse zurückzuführen. Bei der Temperaturmessung konnte kein Einfluß nachgewiesen werden (Bild A23). Dagegen stiegen die berechneten und gemessenen Gastemperaturen nach dem Schließen der Eingangstür in der 34. Minute an. Der Brand mußte sich von nun an die notwendige Verbrennungsluft durch die Fugen des Brandraumes ansaugen. Der dabei im Brandraum entstehende Unterdruck hatte ein Absinken der Strömungsgeschwindigkeit (Bild A27) und des Massenstromes (Bild A28) im Rauchabzug zur Folge. Während bei ungehindertem Zustrom wie auch bei den übrigen Versuchen ca. 0,5 kg/s abgeführt wurden, waren es bei geschlossener Tür nur 0,25 - 0,3 kg/s. Der Berechnung lag dabei wieder eine resultierende Fugenbreite von 5 cm zugrunde (siehe Abschnitt 6.2.2).

Die Grenze zwischen der unteren Luft- und der oberen Heißgasschicht konnte bei diesem Versuch wegen der starken Rußentwicklung durch die geöffnete Eingangstür beobachtet werden. Ferner erlaubte die Schwärzung des Brandraumes in der oberen Hälfte die Abschätzung der Schichthöhe am Versuchsende. Danach lag die Gasschichthöhe zwischen 2 und 3 m; in der Brandsimulation mit dem Modell "FIGARO" wurde ein Wert von 2 m berechnet (Bild A24). Die zunehmende Dicke der Heißgasschicht am Brandende (47. - 50. Minute) ist auf den reduzierten Auftrieb der Brandgase bei sinkenden Gastemperaturen zurückzuführen. Erst nach dem Öffnen der Tür konnten die Rauchgase ungehindert abziehen.

6.2.5 Schlußfolgerungen aus den Vergleichsrechnungen

Die Nachrechnungen haben gezeigt, daß das vorgestellte Simulationsmodell die Phänomene des natürlichen Brandes und den Rauchabzug durch einen Abzugskamin überwiegend gut wiedergibt. Voraussetzung ist dabei jedoch, daß der zeitabhängige Verlauf der Abbrandrate in der brandlastgesteuerten Phase des Brandgeschehens bekannt ist. Während des vollentwickelten Brandes wird die Brandleistung mit einem geeigneten Plume-Modell aus dem zugeführten Sauerstoff, der in die aufsteigenden Pyrolysegase eingemischt wird, berechnet.

Aus den Energie- und Massenbilanzen erhält man die für die Heißgas- und Luftschicht typischen Zustandsgrößen. Dazu gehören die Temperaturen, die Schichtdicken und die Partialdrücke der Gaskomponenten. In den Vergleichsrechnungen wurde für die Heißgasschicht eine gute Übereinstimmung für die Gastemperatur und die CO_2 -Konzentration erzielt. Die deutlich über den Rechenwerten liegenden, gemessenen Temperaturen für die untere Luftschicht sind wahrscheinlich auf die hohe Wärmestrahlung zurückzuführen, die vom Brandherd, der Heißgasschicht und den Umfassungsbauteilen auch auf die Thermoelemente in der Luftschicht einwirken.

Für die Höhe der Heißgasschicht liegen keine Meßwerte vor. Die Rechenwerte liegen etwa zwischen 2 und 2,5 m. Überraschend ist der geringe Einfluß der Ventilationsbedingungen. Ursächlich ist voraussichtlich die hohe Abhängigkeit des im Plume transportierten Rauchgasmassenstromes von der Höhe der Luftschicht ($\dot{M}_p \sim h_L^{2,5}$). Nimmt die Gasschichthöhe nur wenig ab (z.B. nach dem Öffnen der Rauchabzüge), wächst der Rauchgasmassenstrom in die Heißgasschicht sofort stark an.

Der im Abzug transportierte Rauchgasmassenstrom erreichte in allen Brandversuchen nahezu die gleichen Werte. Eine Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen wird für den untersuchten Schacht mit einem Widerstandskoeffizienten von $\xi_{\text{ges}} = 10$ erreicht. Der Strömungswiderstand wird dabei maßgeblich von den fünf Krümmern und der Stellklappe verursacht. Die Strömungsverluste durch die Wandreibung sind dagegen vernachlässigbar.

Theoretisch läßt sich nachweisen, daß der Massenstrom durch einen Rauchabzug bei niedrigen Temperaturen stark, oberhalb von ca. 150 °C dagegen kaum temperaturabhängig ist (Bild 29). Folglich bewirkt eine Wärmedämmung des Abzugskanals keine wesentliche Änderung des Rauchgasmassenstromes. Zur Berechnung des

Rauchabzuges kann daher auf eine aufwendige Beschreibung der Wärmeverluste durch die Abzugswand verzichtet werden.

Die Zwangsventilation wirkte sich in den Brandversuchen nur wenig auf das Geschehen im Abzug aus. Ursache waren die unvermeidbaren Fugen des Brandraumes. Für die Simulationsrechnung wurde ein raumhoher, 5 cm breiter Spalt angenommen, um dieses Verhalten wiedergeben zu können. Ein deutlicher Rückgang des Massenstromes im Rauchabzug wurde dagegen bei geschlossenen Türen und abgeschalteten Zuluftgebläsen festgestellt.

6.3 Anwendung von DIN 18 232 auf Rauchabzugskanäle

6.3.1 Einfluß der Dachöffnungsfläche auf das Brandgeschehen

Beim Einbau von Rauch- und Wärmeabzugsanlagen (RWA) sind die Bemessungsgrundlagen von DIN 18 232 Teil 2 [1] zu beachten. Diese Norm beschränkt sich jedoch auf Rauchabzüge, die die Brandgase durch das Gebäudedach direkt ins Freie führen. Es stellt sich nun die Frage, inwieweit die Bemessungsgrundlagen der Norm auf den Rauchabzug über einen längeren Schacht angewendet werden können und wie äquivalente Dachöffnungsflächen realisiert werden.

Die Bedeutung der Öffnungsfläche wird in Bild 38 deutlich. Abgebildet sind die Temperaturen in Heißgas- und Luftschicht, die Dicke der Heißgasschicht und der durch den Rauchabzug abgeführte Massenstrom. Den Kurven liegen Rechen- und Versuchsdaten einer Parameterstudie zugrunde, in der eine konstante Abbrandrate ($\dot{R} = 0,1 \text{ kg/s}$) und ein Brandraum und Abzugssystem wie in dem vorgestellten Versuchsprogramm angenommen wurden. Variiert wurde der Strömungsquerschnitt des Rauchabzugs. Das Bild stellt eine Momentaufnahme nach 20 Minuten dar. Zu diesem Zeitpunkt sind nahezu stationäre Verhältnisse eingetreten.

In Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen nehmen die Temperatur und die Dicke der Heißgasschicht bei größerer Dachöffnungsfläche und damit steigendem Massenstrom im Rauchabzug ab. Überraschend ist die relativ hohe Abhängigkeit der Temperatur in der Luftschicht. Dies ist auf die höhere Lufteinmischung in den Plume bei geringer Gasschichthöhe zurückzuführen, weil dadurch ein rascher Luftwechsel im Brandraum entsteht.

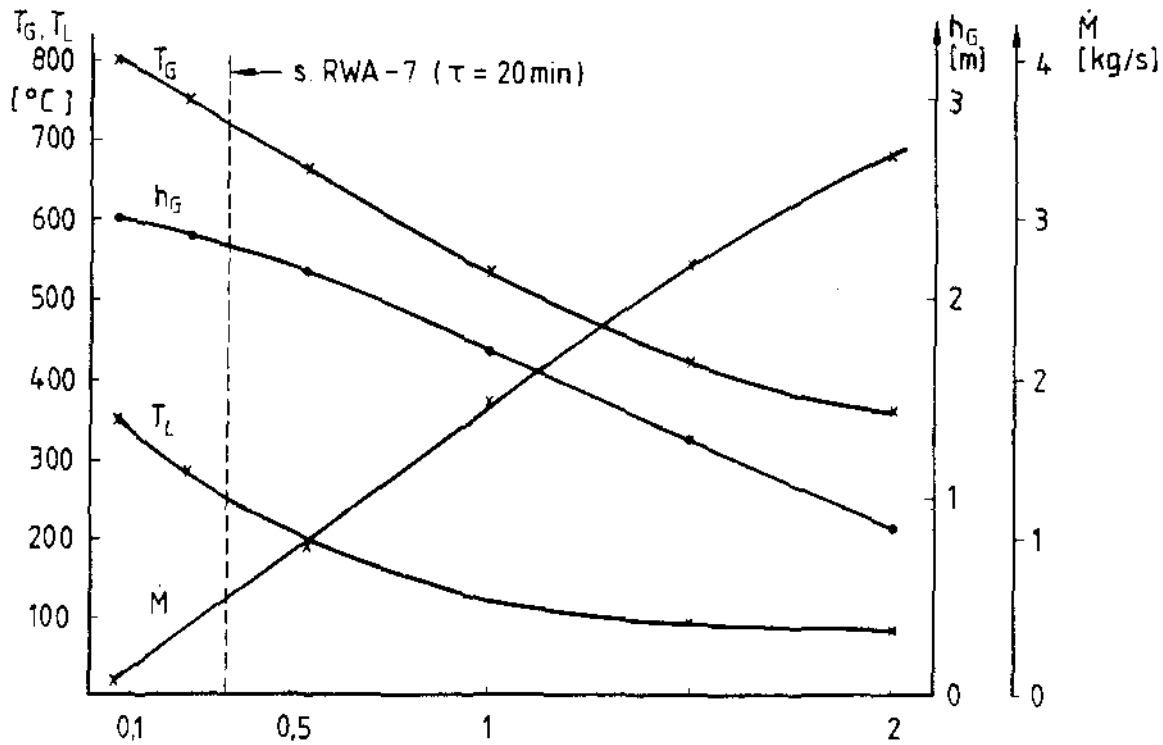


Bild 38: Gas- und Luftschichttemperaturen, Schichtdicke und Rauchgasmassenstrom in Abhängigkeit vom Strömungsquerschnitt ($R = 0,1 \text{ kg/s}$; $\tau = 20 \text{ min}$)

Typisch für den Rauchabzug über einen längeren Schacht ist die nahezu lineare Abhängigkeit des transportierten Massenstroms von der Querschnittsfläche des Abzugs.

6.3.2 Äquivalente Dachöffnungsfläche für Rauchabzugskanäle nach DIN 18 232

Der notwendige Öffnungsquerschnitt eines Rauchabzugsschachtes, der so bemessen sein muß, daß bestimmte Höhen der rauchfreien (Luft-) Schicht eingehalten werden, berechnet sich aus den Vorgaben von DIN 18 232 Teil 2 und dem Vergleich der mathematischen Gleichungen für den Rauchabzug durch Dachöffnungen mit und ohne anschließenden Schacht.

Die Beziehung für den Massenstrom durch einen Abgaskamin wurde bereits in Abschnitt 4.1 hergeleitet und lautet

$$\dot{M} = \varphi A_A \sqrt{2g \frac{(\rho_0 - \bar{\rho})(H_A + h_G)}{\xi_{\text{ges}}/\rho + 1/\rho_2}} \tag{6.3-1}$$

Für den Rauchabzug durch Dachöffnungen direkt ins Freie gilt die Gleichung:

$$\dot{M} = \varphi A_D \sqrt{2 \rho_1 (\rho_0 - \rho_1) g h_G} \quad (6.3-2)$$

A_A : Strömungsquerschnitt des Rauchabzugsschachtes

A_D : Strömungsquerschnitt des Dachfensters

ρ_0 : Dichte der Umgebungsluft

ρ_1 : Dichte der Rauchgase im Brandraum

ρ_2 : Dichte der Rauchgase am Schachtaustritt

$\bar{\rho}$: Mittlere Dichte im Schacht

H_A : Höhe des Abzugsschachtes

h_G : Höhe der Heißgasschicht im Brandraum

ξ_{ges} : Widerstandsbeiwert des Abzugsschachtes

φ : Kontraktionszahl (0,7 - 0,8)

Es soll aufgrund der Ergebnisse aus den Brandversuchen mit und ohne Wärmedämmung des Abzugskanals vorausgesetzt werden, daß die Dichteänderungen der Brandgase im Abzug nur einen geringen Einfluß auf den Rauchgasmassenstrom haben. Dann vereinfacht sich die Gl. (3.6-2), und es gilt:

$$\dot{M} = \varphi A_A \sqrt{2 \rho_1 \frac{\rho_0 - \rho_1}{\xi_{ges} + 1} g (H_A + h_G)} \quad (6.3-3)$$

Die Beziehung ist mit Gl. (6.3-2), die für Rauchabzüge gilt, wie sie DIN 18 232 Teil 2 behandelt, identisch, wenn die Höhe H_A des Abzugskamins und der Widerstandsbeiwert ξ_{ges} den Wert "Null" annehmen.

Um die für Gl. (6.3-3) getroffenen Vereinfachungen auf ihre Zulässigkeit zu überprüfen, wurde eine Parameterstudie durchgeführt, in der die Abzugshöhe ($0 \leq H_A \leq 20$ m), der Strömungsquerschnitt ($0,06 \text{ m}^2 \leq A_A \leq 2 \text{ m}^2$), der Widerstandsbeiwert ($0 \leq \xi_{ges} \leq 10$) und der Wärmedurchgangskoeffizient der Abzugswand ($0 \leq k \leq 10 \text{ W/m}^2\text{K}$) und damit die Dichte $\bar{\rho}$ und ρ_2 variiert wurden.

Das Ergebnis ist in Bild 39 dargestellt.

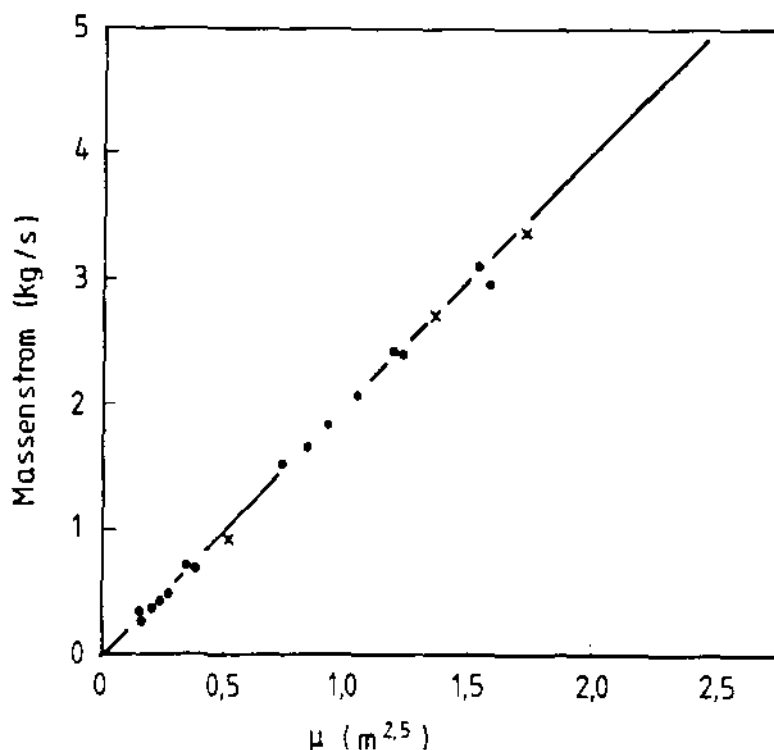


Bild 39: Abhängigkeit des Gasmassenstromes im Rauchabzug von μ

Der an der Abszisse aufgetragene Wert μ faßt die für eine Rauchabzugsanlage typischen Größen zusammen:

$$\mu = A_A \sqrt{\frac{H_A + h_G}{1 + \xi_{\text{ges}}}} \quad (6.3-4)$$

Die Kontraktionszahl φ wurde nicht mit aufgenommen, da ihr Wert für die meisten Anlagen zwischen 0,7 und 0,8 [38,39] liegt. Bei der Auslegung von Rauch- und Wärmeabzugsanlagen resultiert die Höhe der Heißgasschicht h_G aus der Raumhöhe und der geforderten Dicke der darunterliegenden sog. rauchfreien Schicht.

Das Bild zeigt überzeugend den linearen Zusammenhang zwischen dem Massenstrom \dot{M} und dem Koeffizienten μ . Das heißt, daß die Vereinfachungen zur Herleitung der Gl. (6.3-3) zulässig sind. Durch Division der Gln. (6.3-1) und (6.3-3) läßt sich also eine vom Brandablauf unabhängige Kennzahl bestimmen, mit der die in DIN 18 232 Teil 2 geforderten wirksamen Dachöffnungsflächen auf äquivalente Strömungsquerschnitte der Abzugsschächte umgerechnet werden können.

$$a = \frac{A_A}{A_D} = \sqrt{\frac{h_G (1 + \xi_{ges})}{H_A + h_G}} \quad (6.3-5)$$

Erfolgt beispielsweise der Rauchabzug über einen 5 m hohen Abzugskanal mit einem Widerstandsbeiwert von $\xi_{ges} = 2$, muß bei einer Raumhöhe von 10 m und einer geforderten Dicke der rauchfreien Schicht von 5 m ($h_G = 5$ m) der aerodynamisch wirksame Strömungsquerschnitt dieser Rauchabzugsanlage um 22,5 % größer sein als der von Rauchabzügen ohne angeschlossenen Schacht. Bei ausschließlich lotrecht eingebauten Kanälen ohne Einbauten (z.B. Klappen) ergeben sich dagegen kleinere Öffnungsquerschnitte.

6.3.3 Der maschinelle Rauch- und Wärmeabzug

Die Abfuhr von Brandgasen in Kanälen durch thermischen Auftrieb bietet sich nur für relativ kleine Räume an. Sollen in mehreren Stockwerken eines Gebäudes großflächige Bereiche mit schachtartigen Rauchabzugsanlagen entraucht werden, führen thermisch wirkende Abzüge wegen der notwendigen Strömungsquerschnitte zu erheblichen Platzeinbußen in den Stockwerken. Vorteile bieten hier die maschinellen Entrauchungsanlagen, die erheblich weniger Platz beanspruchen (Bild 40).

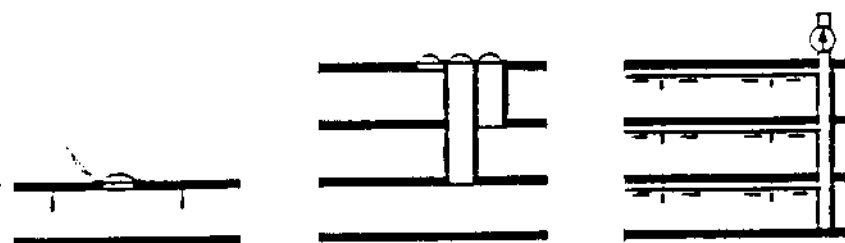


Bild 40: Thermische und maschinelle Rauchabzugsanlagen (aus [18])

Auch maschinelle Rauch- und Wärmeabzüge (MA) müssen selbstverständlich so bemessen sein, daß sich im Brandfall vergleichbare Höhen der rauchfreien Schicht wie bei thermisch wirkenden RWA einstellen. Da noch keine verbindlichen Bemessungsgrundlagen für die MAs vorliegen, sollen diese Anlagen im Teil 5 von DIN 18 232 genormt werden [40].

Während thermisch wirkende Rauchabzüge bei Rauchgastemperaturen über 200 °C einen nahezu konstanten Gasmassenstrom abführen, nimmt die massenbezogene Förderleistung von Ventilatoren reziprok proportional mit steigender Gastemperatur ab (Bild 41).

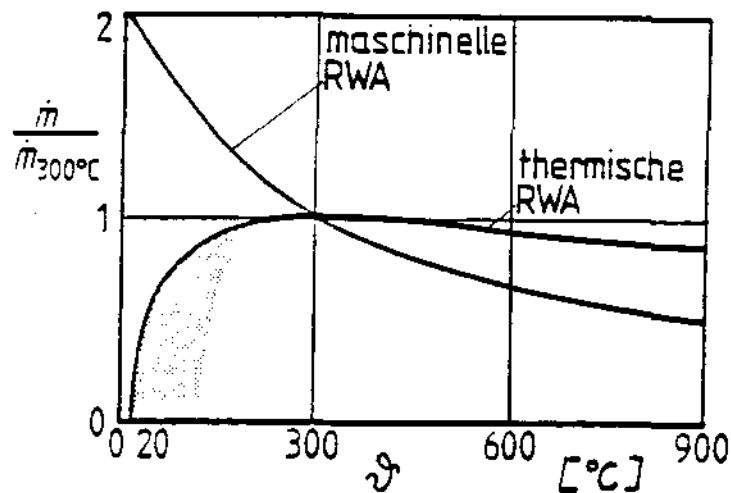


Bild 41: Abhängigkeit der Gasmassenströme von der Temperatur bei maschinellen und thermischen Rauchabzugsanlagen (aus [18])

Wird der maximal mögliche Massenstrom eines thermisch wirkenden Rauchabzugs (bei $\vartheta_G \approx 300$ °C) als Bezugs- bzw. Auslegungswert festgelegt, wird mit maschinellen Anlagen dagegen in der Phase des Entstehungsbrandes (bis 300 °C) eine effektivere Entrauchung erreicht. Das heißt, daß gerade bei der Führung der Brandgase durch Schächte, in denen zu Beginn des Brandes eine starke Abkühlung der Brandgase eintritt, die MAs die Verhältnisse im Brandraum verbessern können.

Da für die Brandversuche ein leistungsfähiges Abluftgebläse, das bei den zu erwartenden Gastemperaturen ausreichende Standzeiten erreicht, aus Kostengründen nicht verfügbar war, wurde in den Abgaskanal eine Injektordüse einge-

baut, durch die mit einem Radialgebläse Frischluft in den Abzug eingeblasen wurde (Bild 3 und 7). Eine Steigerung des Rauchgasmassenstromes aus dem Brandraum wurde mit dieser Konstruktion leider nicht erreicht.

Um trotzdem die Wirkung maschineller Abzüge auf die Phänomene im Brandraum darstellen zu können, wurden im Modell FIGARO die Berechnungsgrundlagen für MAs integriert. Dabei wird davon ausgegangen, daß die geförderten Volumenströme vom Brandgeschehen selbst unabhängig sind und nur von den Strömungswiderständen des Abzugssystems und der sog. Druckkennlinie der Ventilatoren bestimmt werden. Diese anlagentypischen Daten müssen vom Hersteller oder Betreiber angegeben werden.

Für die Durchführung der Energie- und Massenbilanzen ist die Umrechnung der üblicherweise in Volumenströmen genannten Lüfterleistung im Massenstrom notwendig.

$$\dot{M} = \rho \dot{V} \quad (6.3-6)$$

\dot{V} : Förderleistung (Volumenstrom) der Ventilatoren

ρ : Gasdichte am Ventilator

Die Gasdichte ρ ist auf den Zustand unmittelbar vor dem Ventilator zu beziehen. Bei kurzen Abzugskanälen kann die Dichte aus der Gasschichttemperatur im Brandraum berechnet werden; bei langen Schächten müssen die Wärmeverluste der Brandgase an die Abzugswände in die Berechnung mit einbezogen werden.

Die Unterschiede bei thermischer und maschineller Entrauchung, die sich in der Simulationsrechnung ergeben, sind in den folgenden Bildern dargestellt. Grundlage der Berechnung ist der Versuchsstand, wie er in den Brandversuchen RWA-1 bis RWA-7 vorlag. Die Abbrandrate erreicht nach 15 Minuten mit 0,1 kg/s das Maximum. Für die maschinelle Rauchabzugsanlage wird eine Förderleistung angenommen, wie sie sich bei dem thermisch wirkenden Rauchabzug bei 300 °C einstellt.

Bild 42 zeigt die aus dem Brandraum abgezogenen Massenströme im Vergleich. Wie schon in Bild 41 deutlich wurde, ist die maschinelle Absaugung in der Brandentwicklungsphase deutlich überlegen. Die Unterschiede sind dagegen in der Vollbrandphase gering.

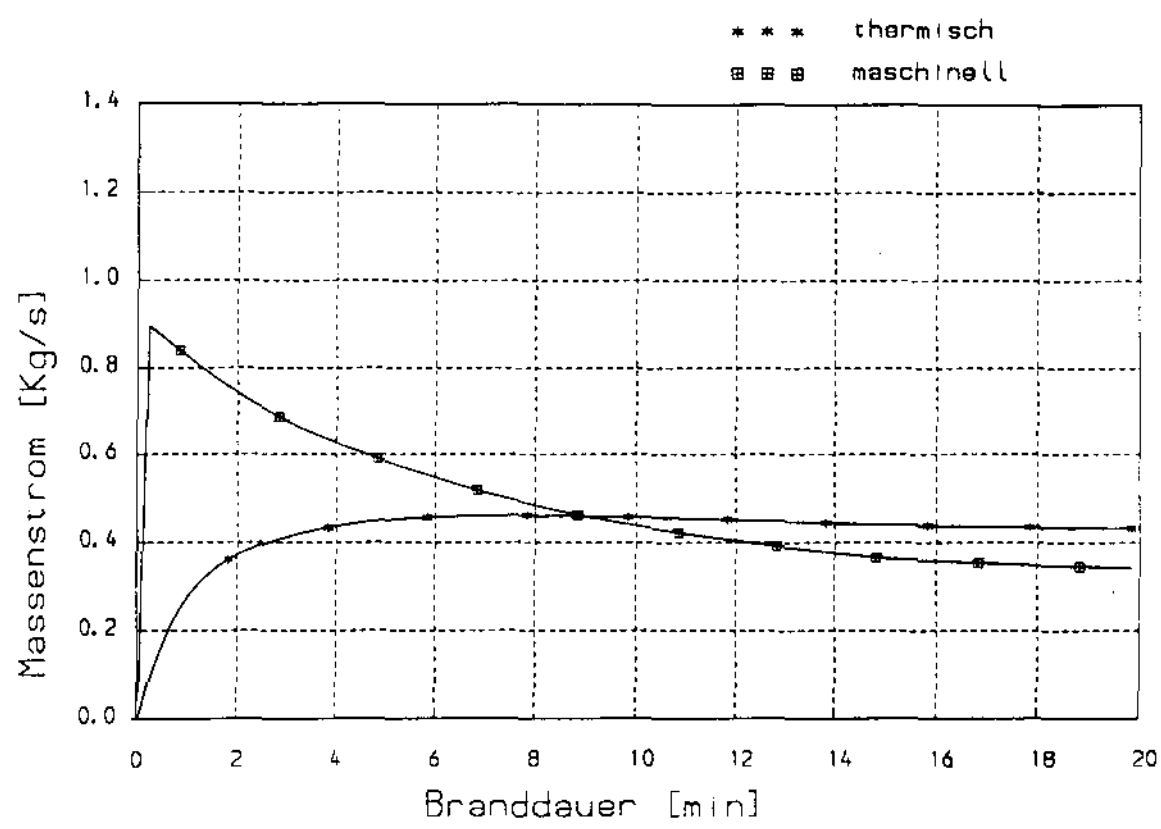


Bild 42: Massenströme durch die Rauchabzugsanlage bei thermischer und maschi-
neller Absaugung

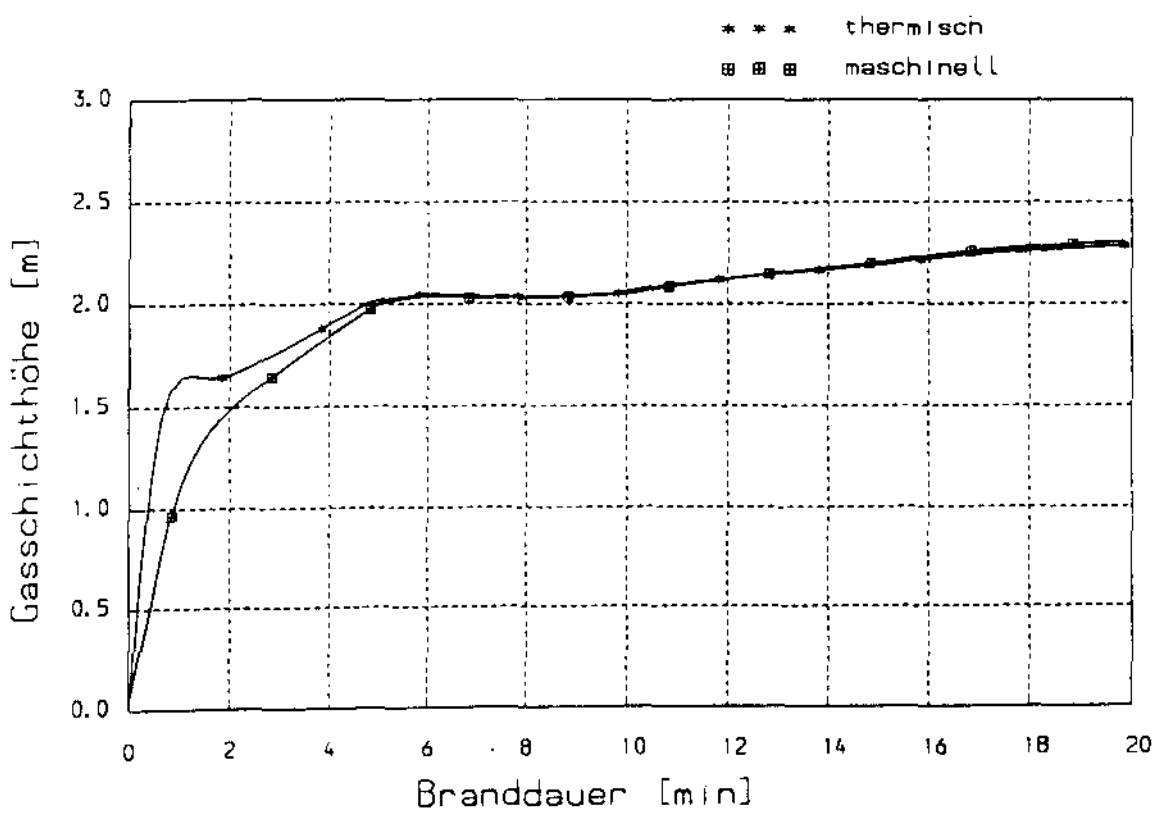


Bild 43: Höhe der Heißgasschicht im Vergleich

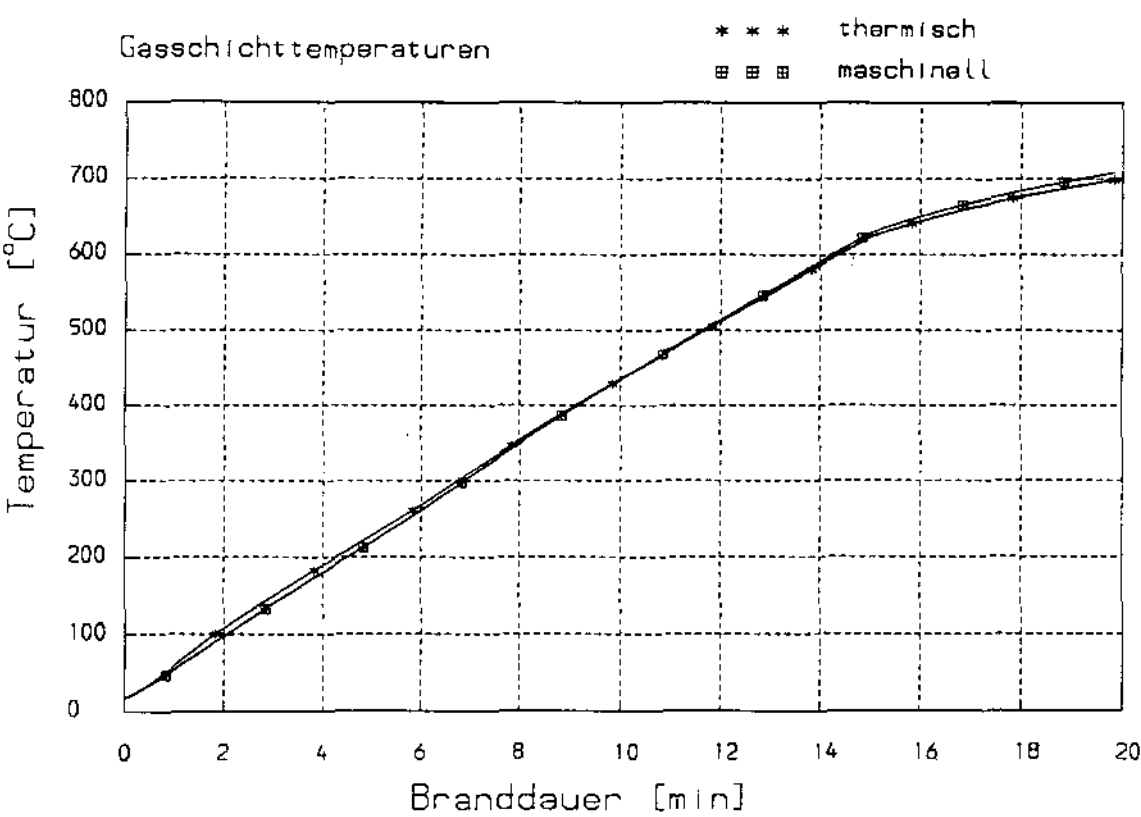


Bild 44: Temperaturen der Heißgasschicht im Vergleich

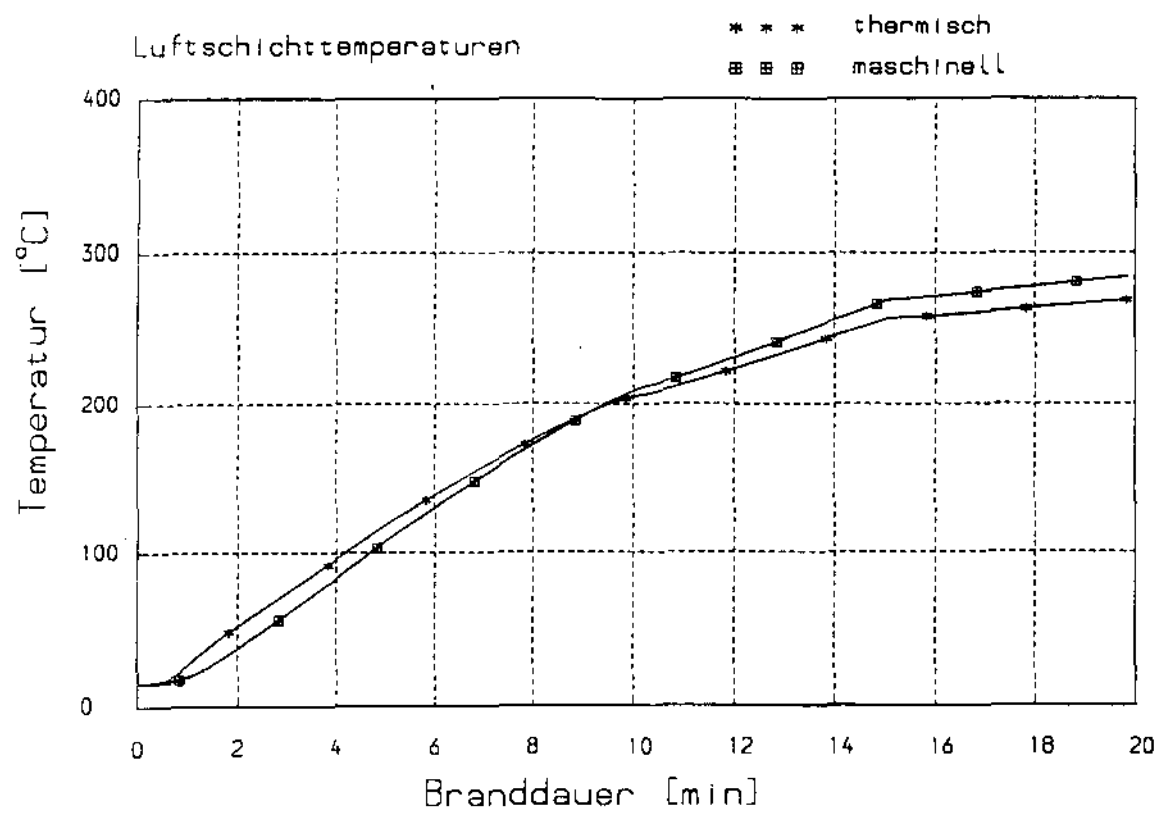


Bild 45: Temperaturen der Luftschicht im Vergleich

Wesentlich für die Beurteilung einer Rauchabzugsanlage sind ihre Auswirkungen auf die Zustände im Brandraum. In bezug auf die Höhe der Heißgas- bzw. rauchfreien Schicht hat ein maschinell betriebener Rauchabzug deutliche Vorteile. Während bei einer thermisch wirkenden Anlage die Heißgasschicht rasch anwächst, werden im anderen Fall Schichtdicken berechnet, die in den ersten Minuten um bis zu einem Meter kleiner sind. In der Vollbrandphase sind die Differenzen dagegen sehr gering (Bild 43).

Die Temperaturen in der Heißgasschicht und der darunterliegenden Luftschicht zeigen die Bilder 44 und 45. Da die Werte der Brandgase im wesentlichen von der Brandleistung und dem Wärmeaustausch mit den Umfassungsbauteilen beeinflusst werden, sind hier kaum Unterschiede bei den verschiedenen Abzugssystemen feststellbar. Die Temperaturen in der Luftschicht sind dagegen in höherem Maße vom Luftwechsel im Brandraum abhängig, so daß die Differenzen hier deutlicher sind. Ausschlaggebend dafür, ob ein thermisch wirkender oder maschineller Rauch- und Wärmeabzug gewählt wird, können die Brandraumtemperaturen aber nicht sein.

Soll ein maschineller Rauchabzug so ausgelegt sein, daß sich vergleichbare Zustände einstellen wie bei RWAs nach DIN 18 232 Teil 2, sollte eine Temperatur der abziehenden Brandgase von 300 °C vorausgesetzt werden. Durch Verknüpfung der Gl. (6.3-2) und (6.3-6) ergibt sich dann eine notwendige Förderleistung von

$$\dot{V} = \cancel{100} A_W \sqrt{2 g (H - h_L)} A_R / 100$$

*auf Änderung von
H. Heimerl am
31.1.91 geändert
Heimerl* (6.3-7)

A_W : Anteil der aerodynamisch wirksamen Öffnungsfläche in % nach DIN 18 232 Teil 2

A_R : Größe der Rauchabschnittsfläche

H : Raumhöhe

h_L : Höhe der rauchfreien Schicht (Luftschicht)

Ein Vergleich der nach Gl. (6.3-7) ermittelten Volumenströme führt zu größeren Werten als die in der Norm-Vorlage "MA 48" [40] angegebenen Daten. Vor einer verbreiteten Anwendung der Gl. (6.3-7) sollte eine dringend notwendige Überarbeitung von DIN 18 232 Teil 2 erfolgen und Gl. (6.3-7) in einer umfang-

reichen Parameterstudie überprüft werden. Grundsätzlich ist aber die Anwendung so einfach anwendbarer Beziehungen sinnvoller als die Benutzung von Tabellenwerken, wie sie in der Norm-Vorlage vorgeschlagen wird.

7. Zusammenfassung

Der vorliegende Bericht behandelt den Abzug von Brandgasen durch einen ca. 20 m langen Abgaskanal. In insgesamt 17 Brandversuchen sollte geklärt werden, ob und inwieweit ein längeres Abzugssystem zur Entrauchung von Brandräumen eingesetzt werden kann. Als Anwendungsgebiet ist dabei an Räume gedacht, bei denen die Brandgase nicht direkt durch die Decke ins Freie geleitet werden können.

Zu diesem Zweck wurde ein Versuchsstand aufgebaut, der aus einem Brandraum bestand, in dessen Deckenmitte ein Abzugskanal installiert war. Der Brandraum hatte eine Grundfläche von 3,6 m x 3,6 m. Die Raumhöhe betrug im ersten Teil der Versuche 3,6 m, im zweiten Teil 4,6 m. Der Rauchabzugskamin bestand aus Blech und führte über horizontal und vertikal geführte Teilstücke die Brandgase ins Freie. Um den Einfluß der Wärmeverluste des Rauches auf das Abzugsverhalten zu untersuchen, wurden vier Brandversuche mit wärmegeädämmtem Kamin durchgeführt. Als weitere Parameter wurden die Brandlast und ihre Verteilung im Brandraum sowie die Ventilationsbedingungen variiert.

Im ersten Teil dieser Arbeit sind der Versuchsaufbau, die Beschreibung der Brandversuche und die Interpretation der wesentlichen Meßergebnisse wiedergegeben. Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß der durch ein Abzugssystem abgeführte Rauchgasmassenstrom im wesentlichen von der Geometrie des Kamins wie seinem Querschnitt, der Länge und der Höhendifferenz zwischen Brandraumdecke und der Öffnung des Abzugs ins Freie abhängt. Von großem Einfluß ist selbstverständlich der Strömungsverlust, der durch das Verstellen einer Klappe im Strömungsquerschnitt verändert wurde.

Das Anbringen der Wärmedämmung führt zwar zu höheren Gastemperaturen im Abzug, der dadurch erzeugte höhere Auftrieb wird aber bei Temperaturen über etwa 200 °C wegen der abnehmenden Gasdichte nicht in einen gesteigerten Massenstrom umgesetzt. In den Versuchen wurden keine signifikanten Unterschiede im Abzugsverhalten gegenüber den Versuchen ohne Wärmedämmung festgestellt.

Auch die Höhe der Gastemperatur im Brandraum, die maßgeblich vom Brandablauf abhängt, spielt nur eine untergeordnete Rolle. In allen Brandversuchen wurden bei vollständig geöffneter Abgasklappe nahezu die gleichen Rauchgasmassenströme im Abzug ermittelt. Ebenso hat die maschinelle Zufuhr von Frischluft in den Brandraum nur einen geringen Einfluß auf das Abzugsverhalten, wenn Undichtigkeiten im Brandraum einen Druckaufbau verhindern. Dagegen ist bei freier Ventilation der ungehinderte Zustrom für einen effektiven Rauchabzug sehr wichtig.

Im zweiten Teil der Arbeit wird ausführlich über die theoretischen Grundlagen zur Beschreibung des Rauchabzugs berichtet. Dabei werden die Strömungsvorgänge nach den Gleichungen berechnet, die für die Ermittlung der Druckverluste in Rohrleitungen gebräuchlich sind. Die Berechnung des Auftriebs im Abzug gelingt mit den in DIN 4705 (Berechnung von Schornsteinabmessungen) vorgestellten Beziehungen.

Diese Gleichungen wurden in ein Zonenmodell zur Simulation der Rauchausbreitung und Brandentwicklung in Ein- und Mehrraumkonfigurationen integriert. Nach Anpassung der Strömungswiderstandsbeiwerte und des Wärmedurchgangskoeffizienten der Abzugswand an die Gegebenheiten des Versuchsstandes konnten die im Rahmen dieses Forschungsvorhabens durchgeführten Brandversuche nachgerechnet werden. Dabei stimmten die Rechenwerte mit den Versuchsdaten gut überein. Das verwendete Simulationsmodell wird skizziert, und Meß- sowie Rechenwerte werden vergleichend dargestellt.

Im letzten Teil der Arbeit wird der Rauchabzug über einen Kamin mit dem durch herkömmliche Rauch- und Wärmeabzugsanlagen nach DIN 18 232 Teil 2 verglichen. Dabei hat sich gezeigt, daß sich bei Beachtung des Strömungswiderstandes der gesamten Abzugsanlage und der Höhendifferenz zwischen Brandraumdecke und Abzugsmündung über eine einfache Beziehung ein Strömungsquerschnitt bestimmen läßt, der der aerodynamischen Öffnungsfläche äquivalent ist, wie sie die Norm für Rauchabzüge fordert.

Abschließend wird der Rauch- und Wärmeabzug durch maschinelle Anlagen dargestellt. Dabei konnte jedoch auf Versuchsergebnisse nicht zurückgegriffen werden, da der eingesetzte Injektor kaum wirksam war und ein Rauchabzugsgebläse aus Kostengründen nicht zur Verfügung stand. Da gerade für die Entrauchung

von Brandabschnitten über Schachtsysteme die maschinelle Unterstützung interessant ist, sollte auf diesem Gebiet in zukünftigen Arbeiten ein Schwerpunkt gelegt werden.

Erste Rechnungen mit dem Modell deuten darauf hin, daß mit maschinellen Rauchabzügen ähnliche Schichthöhen und Temperaturen erzielt werden, wenn die Ventilatoren so ausgelegt sind, daß sie bei einer Rauchgastemperatur von 300 °C die gleichen Massenströme abziehen wie thermisch wirkende Anlagen. Für diese Voraussetzung wird eine Beziehung zur Umrechnung der wirksamen Dachöffnungsfläche nach DIN 18 232 Teil 2 in eine gleichwertige Förderleistung maschineller Abzüge angegeben. Bei der Ergänzung der Norm um die Bemessungsgrundlagen für maschinelle Abzüge sollten diese Überlegungen mit einbezogen werden.

Die Förderung dieses Forschungsvorhabens erfolgte aus Mitteln des Zahlenlottos. Dem Niedersächsischen Minister für Wissenschaft und Kunst danken wir für die finanzielle Unterstützung dieser Arbeit.

8. Literaturverzeichnis

- [1] DIN 18 232: Rauch- und Wärmeabzugsanlagen. Normenausschuß Bauwesen im DIN (Deutsches Institut für Normung e.V.), 1984.
- [2] Klingelhöfer, H.-G.; Überall, Th.: Rauch- und Wärmeabzug bei Bränden (Teil 1). Staatliches Materialprüfungsamt Nordrhein-Westfalen, 1983.
- [3] Dobbernack, R.; Schneider, U.: Wärmebilanzrechnungen Teil III. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, Heft 59, Braunschweig, 1979.
- [4] Müller, K.; Valencia, L.: Brandversuche in einem Reaktor-Containment mit zwangsventilierten Gasbrennern und einem 2. Abgaskanal. Auswertebereich Versuchsgruppe BRA-E, Versuche T 51.21-25; Technischer Fachbericht PHDR 74 - 87, Kernforschungszentrum Karlsruhe, 1988.
- [5] Ensinger, U.: Orientierende Untersuchungen zum Verhalten von Schwebstofffiltern bei Beaufschlagung mit Brandaerosolen. Primärbericht, Kernforschungszentrum Karlsruhe, 1987.
- [6] Thomas, P.H.; Hinkley, P.L.; Theobald, C.R.: Investigation into the flow of hot gases in roof venting. Fire Research Technical Paper No. 7, London, 1963.
- [7] Rockett, J.A.: Fire induced gas flow in an enclosure, Combustion Science and Technology, Vol. 12, S. 165 - 175, 1976.
- [8] Quintiere, J.G.; Rinkinen, W.J.; Jones, W.W.: The effect of room openings on fire plume entrainment. Combustion Science and Technology, in Vorbereitung, 1981.
- [9] Morgan, H.P.; Marshall, N.R.: Smoke hazards in covered, multi-level shopping malls: A method of extracting smoke from each level separately. Building Research Establishment Current Paper CP 19/78, Building Research Station, Borehamwood, 1978.

- [10] Spratt, D.; Heselchen, A.Z.M.: Efficient extraction of smoke from a thin layer under a ceiling. Fire Research Note No. 1001, Fire Research Station, Borehamwood, 1974.
- [11] Quintiere, J.: The growth of fire in building compartments. Nat. Bureau of Standards, Preprint No. 7, Gaithersburg, 1976.
- [12] Pape, R., et al.: Semistochastic approach to predicting the development of a fire in a room from ignition to flash-over, RFIRES. Nat. Bureau of Standards, IITRI Project J 6367, 1976.
- [13] Tanaka, T.: A model for fire spread in small scale buildings. Building Research Institute, CIB-Paper W 14/78/39(J), Tokyo, 1978.
- [14] Reeves, J.B., McArthur, C.D.: 3. Volume Report, FAA-RD-120, University of Dayton, Res. Inst., 1976.
- [15] Mitler, H.E.: The physical basis for the Harvard Computer Fire Code III. Harvard University Cambridge, Massachusetts, Home Fire Project Technical Report No. 34, 1978.
- [16] Schneider, U.; Haksever, A.: Wärmebilanzrechnungen für Brandräume mit unterschiedlichen Randbedingungen (Teil I), Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1980.
- [17] Delichatsios, M.A.: Fire growth rates in wood cribs, Combustion and Flame 27, 267 - 278, 1976.
- [18] Zitzelsberger, J.: Maschinelle Entrauchung. Fachtagung: Rauch- und Wärmeabzugsanlagen (RWA), Verband der Sachversicherer e.V., Köln, 1982.
- [19] DIN 4705 Teil 1: Berechnung von Schornsteinabmessungen: Begriffe, ausführliches Berechnungsverfahren. Normenausschuß Heiz- und Raumlufttechnik im DIN (Deutsches Institut für Normung e.V.), 1979.

- [20] Dobbernack, R.: Erste Rechenergebnisse zu den Versuchen T 52.14 mit dem Rechenprogramm "DOB". Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1987.
- [21] Schneider, U.; Max, U.: Abschlußbericht, versuchsbegleitende Wärmebilanzrechnungen zur Serie BRA-E 51.2 und BRA 52.1. HDR-Versuchsgruppe BRA-E, Kassel, 1987.
- [22] McCaffrey, B.J.; Heskestad, G.: A robust bidirectional low-velocity probe for flame and fire application. Combustion and Flame 26, 1976.
- [23] Hagen, E.: Experimentelle Untersuchungen über die einen Brandablauf bestimmenden Parameter. Sonderforschungsbereich (SFB) 148 "Brandverhalten von Bauteilen", Teilprojekt C. Arbeitsbericht des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1983.
- [24] Kordina, K.; Meyer-Ottens, C.: Holz Brandschutz Handbuch, Deutsche Gesellschaft für Holzforschung, München, 1983.
- [25] Grigull, U.: Grundlagen der Wärmeübertragung. 3. Auflage/3. Neudruck, Springer-Verlag, Berlin, 1981.
- [26] VDI-Wärmeatlas: Berechnungsblätter für den Wärmeübergang. VDI-Verlag, 5. erweiterte Auflage, Düsseldorf, 1988.
- [27] Cox, G.: Simulating fires in buildings by computer - the state of the art. Journal of the Forensic Science Society 27, S. 175 - 188, 1987.
- [28] Kawagoe, K.: Fire behaviour in rooms. Report No. 27, Building Research Institute, Tokyo, 1958.
- [29] Babrauskas, V.: COMPF2 - A programm for calculating post-flashover fire temperatures. National Bureau of Standards, Technical Note 991, 1979.

- [30] Zukoski, E.E.: Convective flows associated with room fires. Semiannual Progress Report, Grant No. 31892XI, California Institute of Technology, Pasadena, 1975.
- [31] Zukoski, E.E.; Kubota, T.; Cetegen, B.: Entrainment in the near-field of a fire plume, NBS-GCR-81-346, National Bureau of Standards, USA, 1981.
- [32] Brandversuche am HDR; Versuchsprotokolle der Versuche E 41.1 - E 41.4 (großer Ölbrand); Kernforschungszentrum Karlsruhe, 1988.
- [33] Heins, Th.; Kordina, K.: Untersuchungen über die Brand- und Rauchentwicklung in unterirdischen Verkehrsanlagen - Katastrophenschutz in Verkehrstunneln. Abschlußbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, 1990.
- [34] Quintiere, J.G.; DenBraven, K.: Some theoretical aspects of fire induced flows through doorways in a room-corridor scale model. National Bureau of Standards, NBSIR 78-1512, USA, 1978.
- [35] Jones, W.W.: A Model for the transport of fire smoke and toxic gases (FAST). NBSIR 84-2934, National Bureau of Standards, USA, 1984.
- [36] Günther, R.: Verbrennung und Feuerungen, Springer-Verlag, Berlin, 1984.
- [37] Grassmann, P.; Widmer, F.: Einführung in die thermische Verfahrenstechnik, 2. Aufl., Verlag: Walter de Gruyter, Berlin/New York, 1974.
- [38] Cooper, L.Y.: Calculation of the flow through a horizontal ceiling/floor vent. National Bureau of Standards, USA, 1989.
- [39] Schlichting, H.: Grenzschichttheorie. Verlag G. Braun, Karlsruhe, 1982.

- [40] Baulicher Brandschutz im Industriebau: Rauch- und Wärmeabzugsanlagen - Maschinelle Abzüge (MA). Entwurfsvorschlag, NABau 12.02, Nr. 12-90, Febr. 1990.

A N H A N G

Versuch RWA - 7

Abbrandrate

* * * R - FIGARO

x x x R - Meßwert

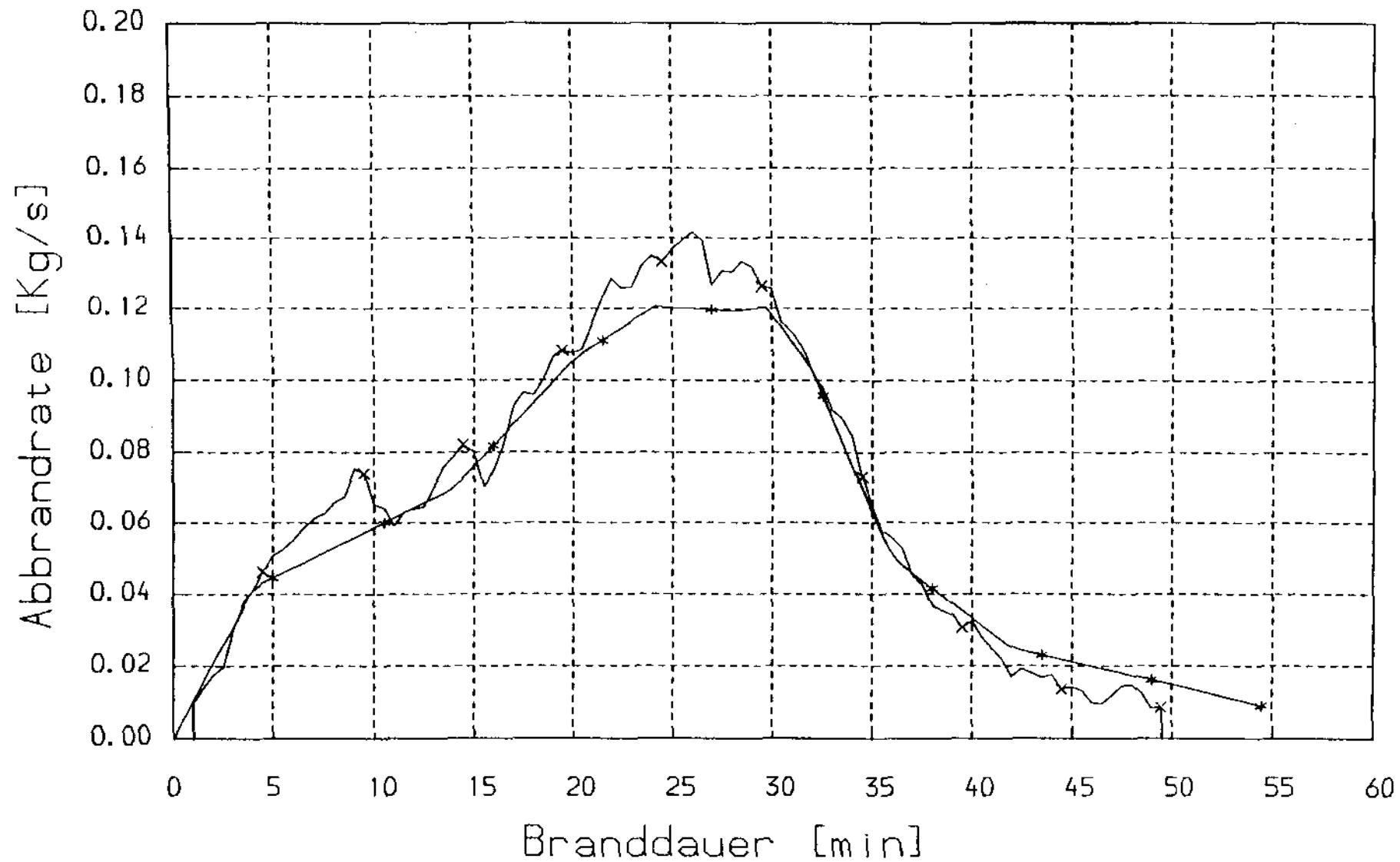


Bild A1

Versuch RWA - 7

Gas- und Luftschichttemperaturen

*	*	*	T_G	-	FIGARO
x	x	x	T_G	-	Meßwert
■	■	■	T_L	-	FIGARO
△	△	△	T_L	-	Meßwert

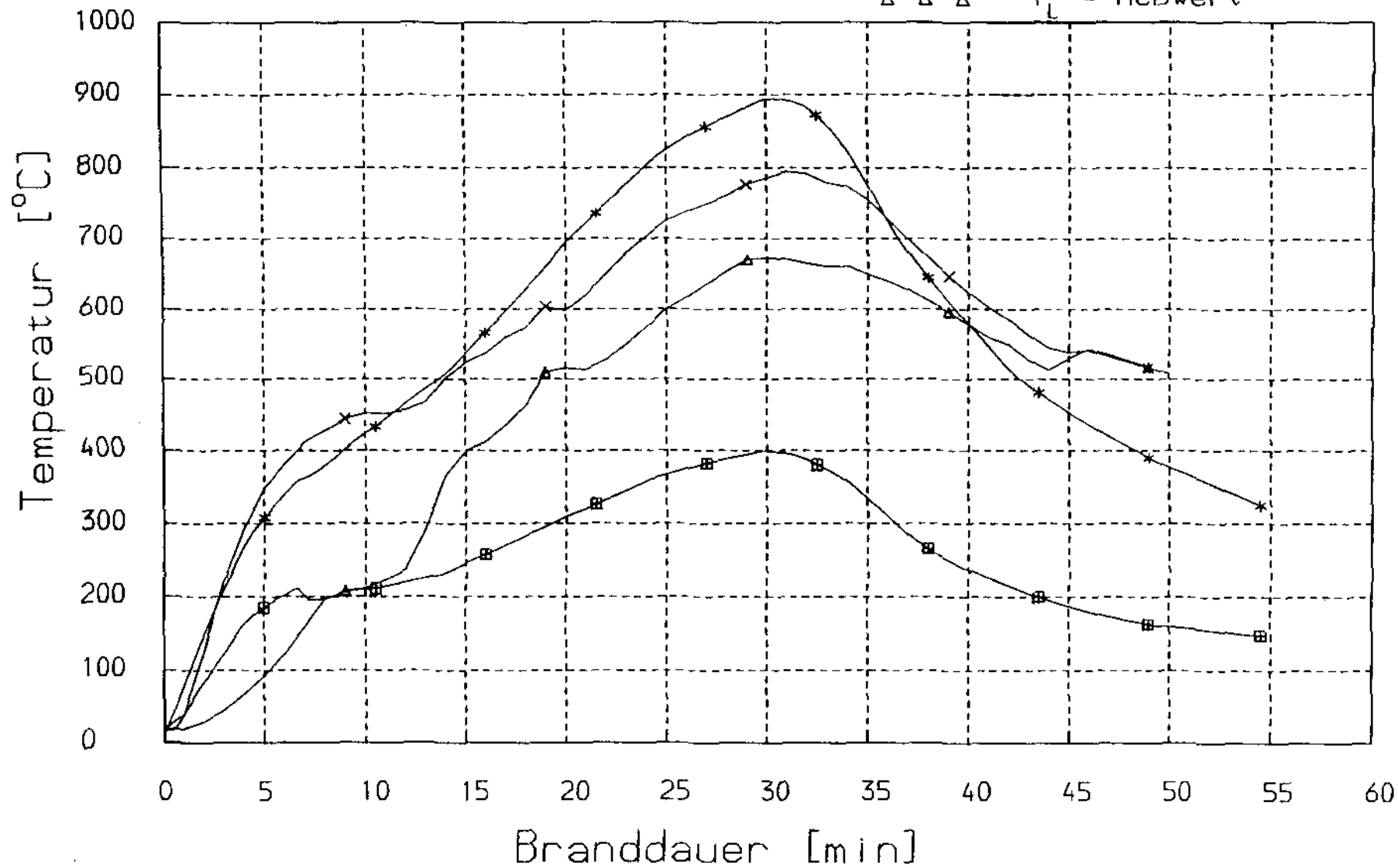


Bild A2

Versuch RWA - 7

Gasschichthöhe

* * * h_G - FIGARO

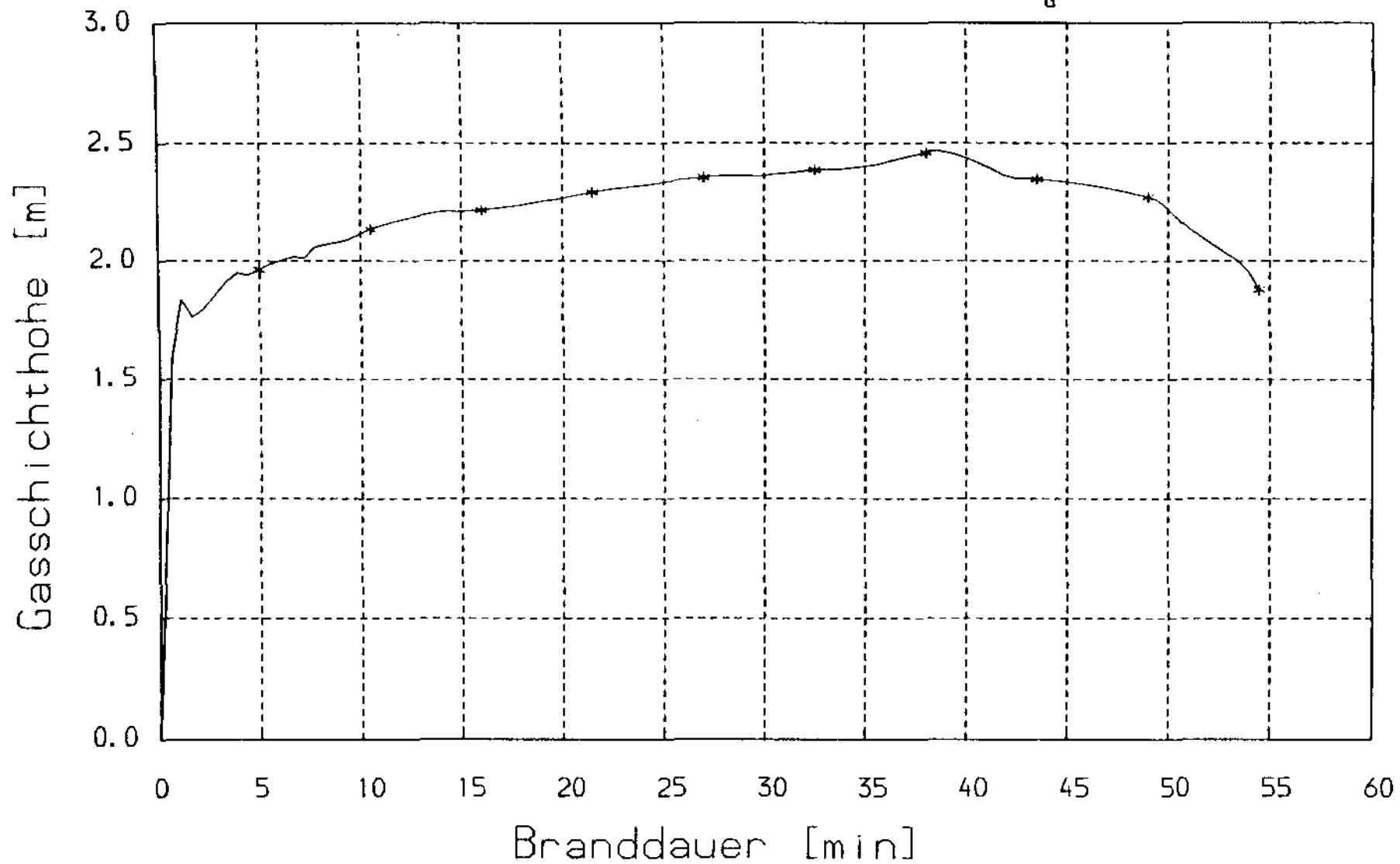


Bild A3

Versuch RWA - 7

Gaskonzentration (CO_2)

* * * v_{CO_2} - FIGARO
x x x v_{CO_2} - Meßwert

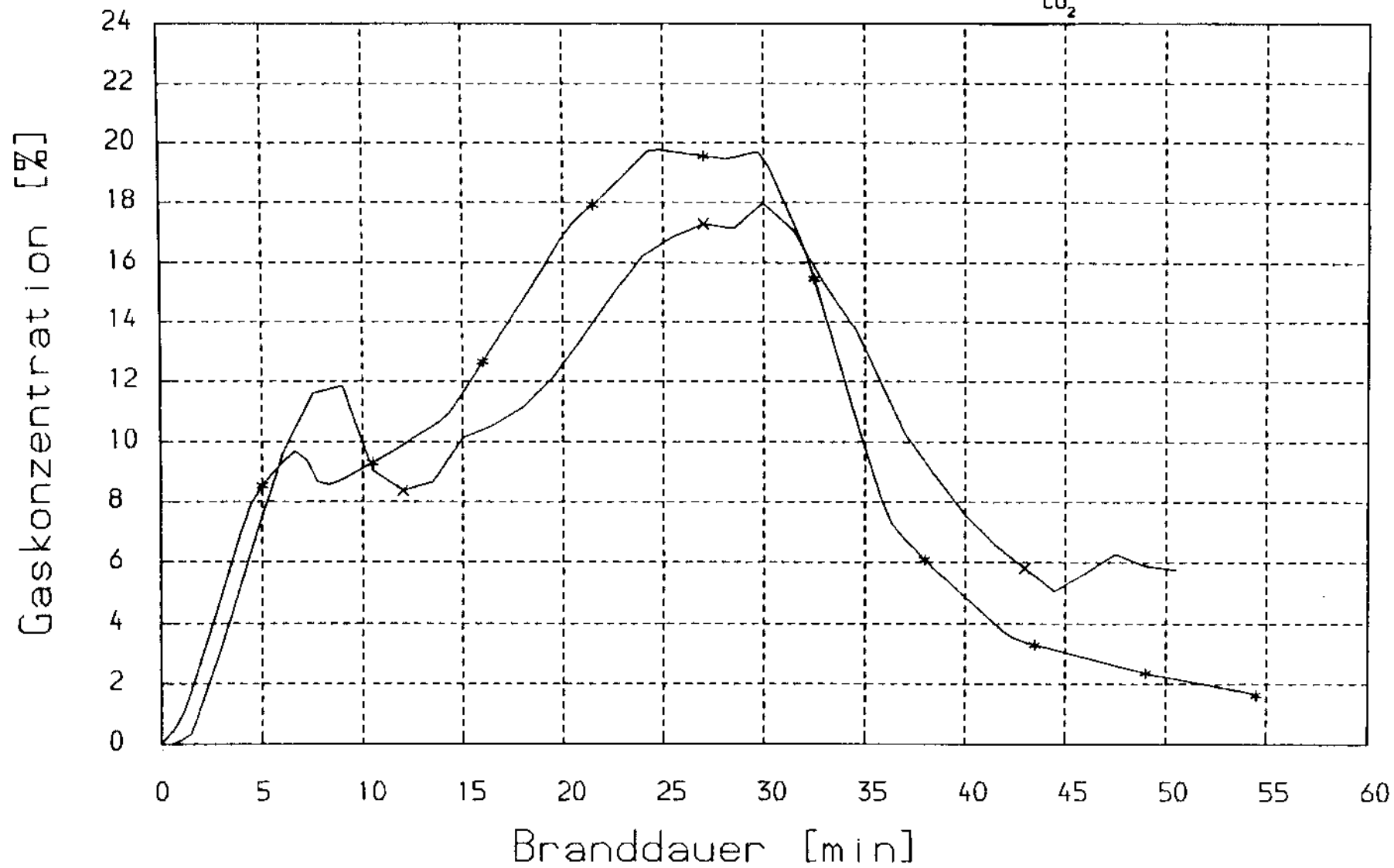


Bild A4

Versuch RWA - 7

Temperaturen im Abzug

Meßwert

x x x MQ (A)

Δ Δ Δ MQ (E)

FIGARO

* * *

■ ■ ■

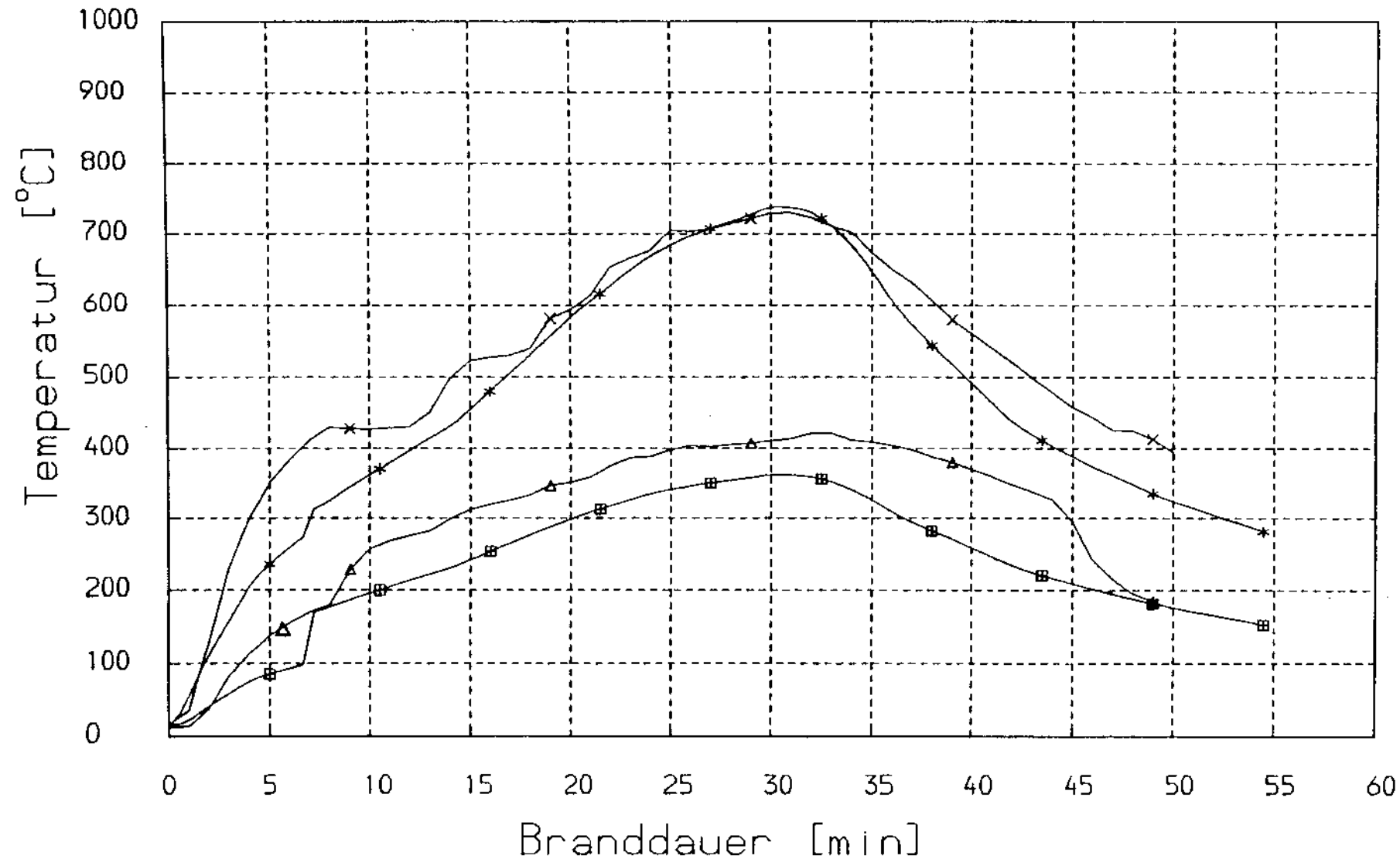


Bild A5

Versuch RWA - 7

Gasgeschwindigkeit im Abzug

* * * v_K - FIGARO
x x x v_K - Meßwert

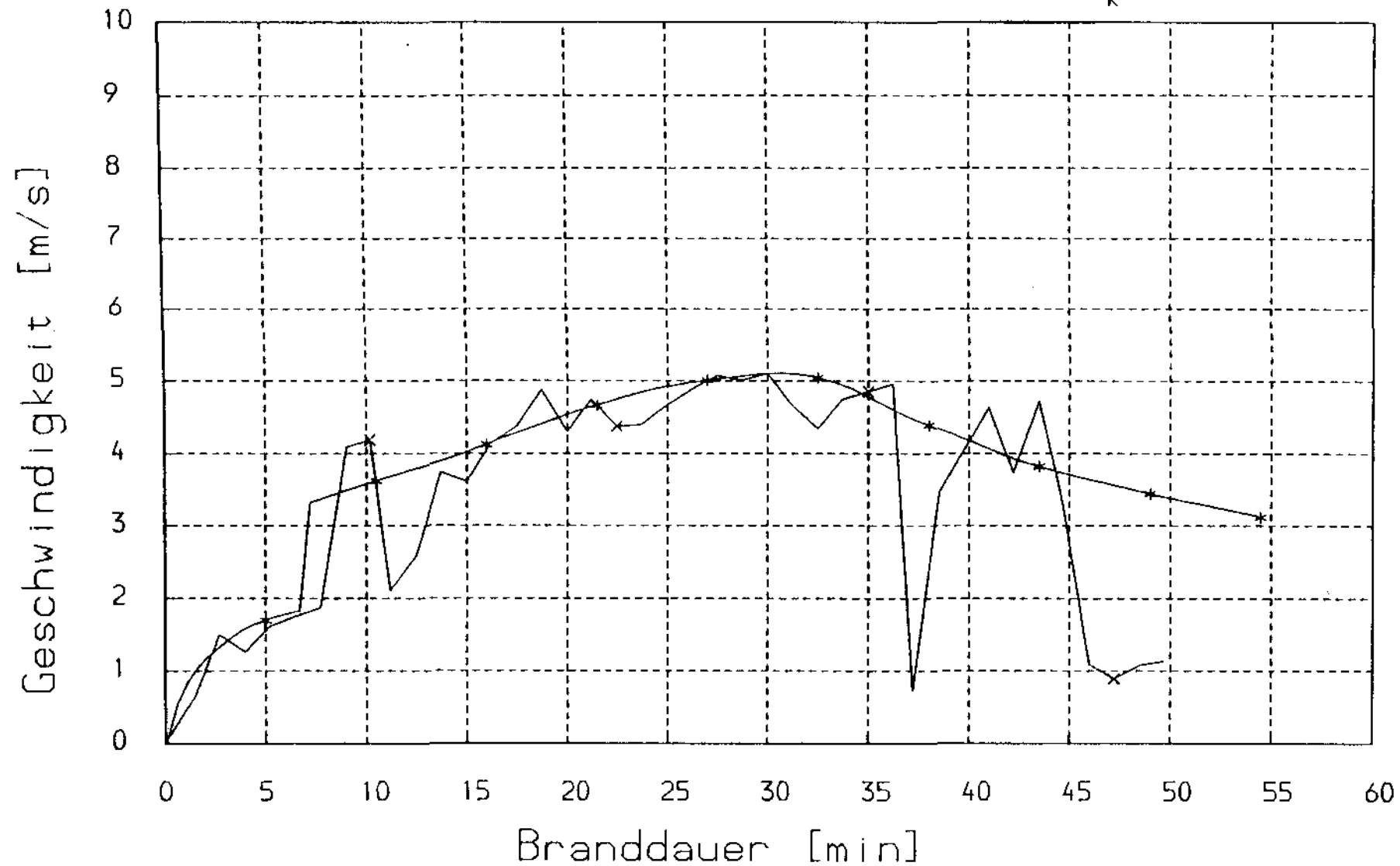


Bild A6

Versuch RWA - 7

Massenstrom im Abzug

* * * \dot{M}_k - FIGARO
x x x \dot{M}_k - Meßwert

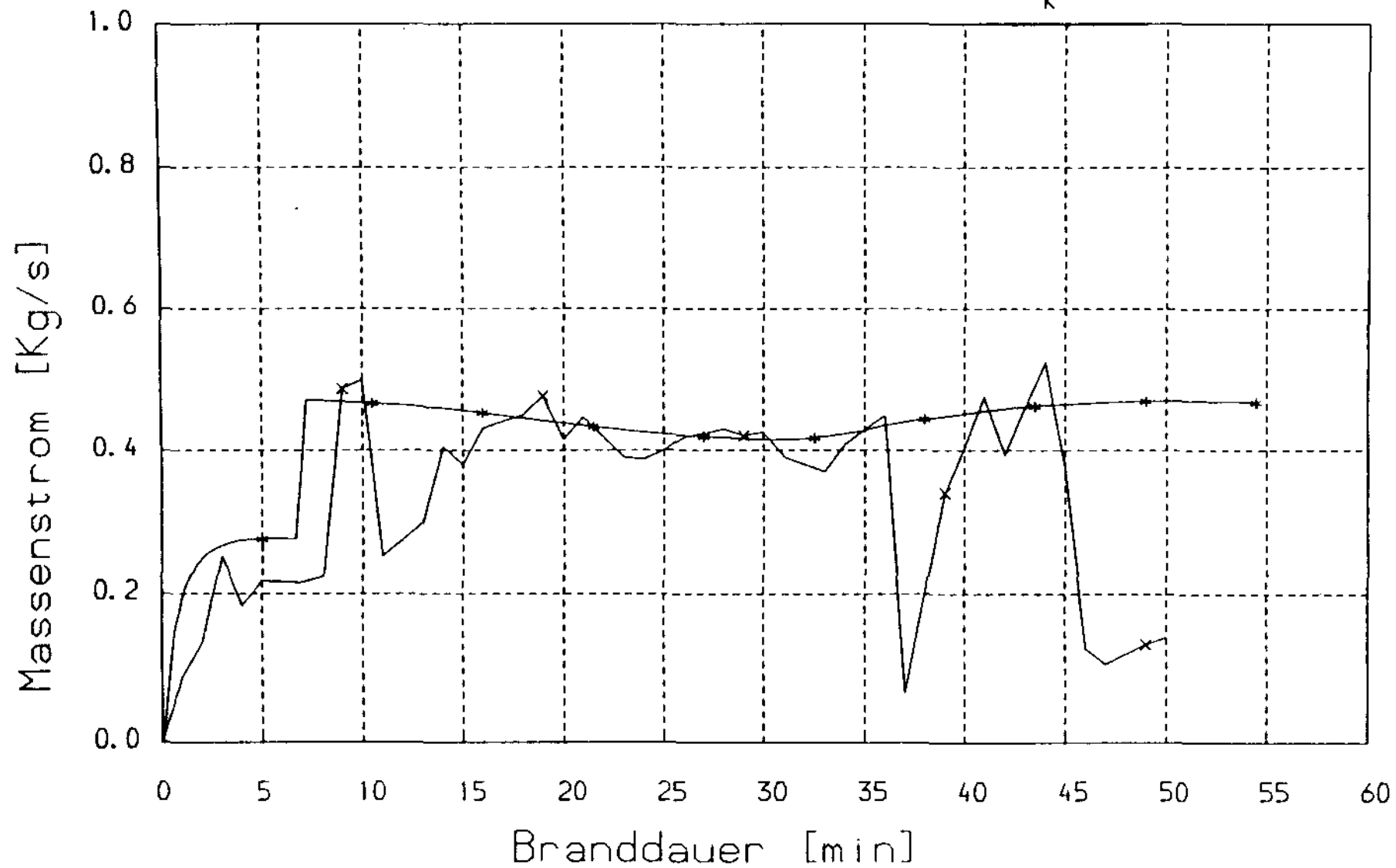


Bild A7

Versuch RWA - 8

Abbrandrate

* * * R - FIGARO
x x x R - MeBwert

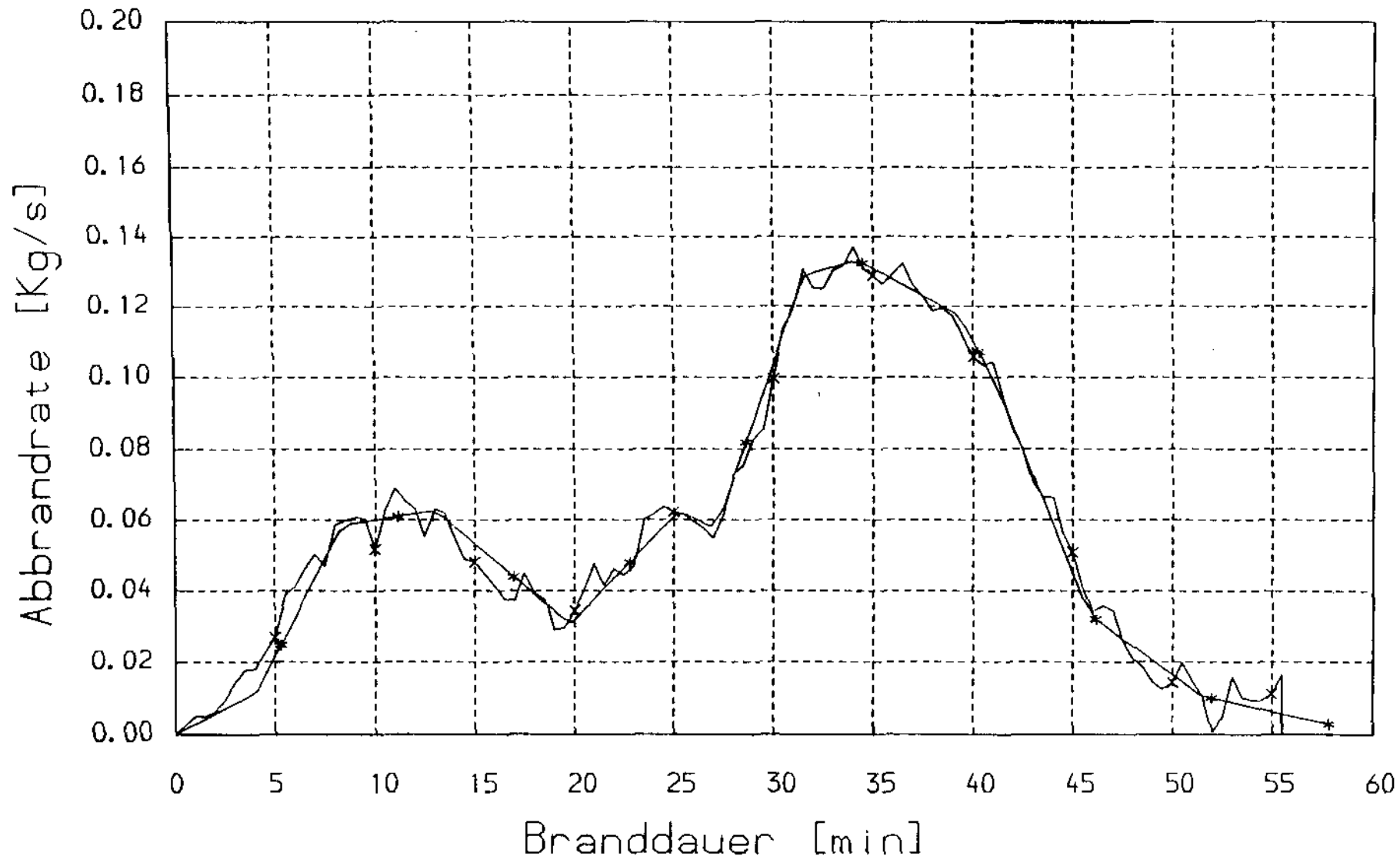


Bild A8

Versuch RWA - 8

Gas- und Luftschichttemperaturen

* * *	T_G - FIGARO
x x x	T_G - Meßwert
▣ ▣ ▣	T_L - FIGARO
△ △ △	T_L - Meßwert

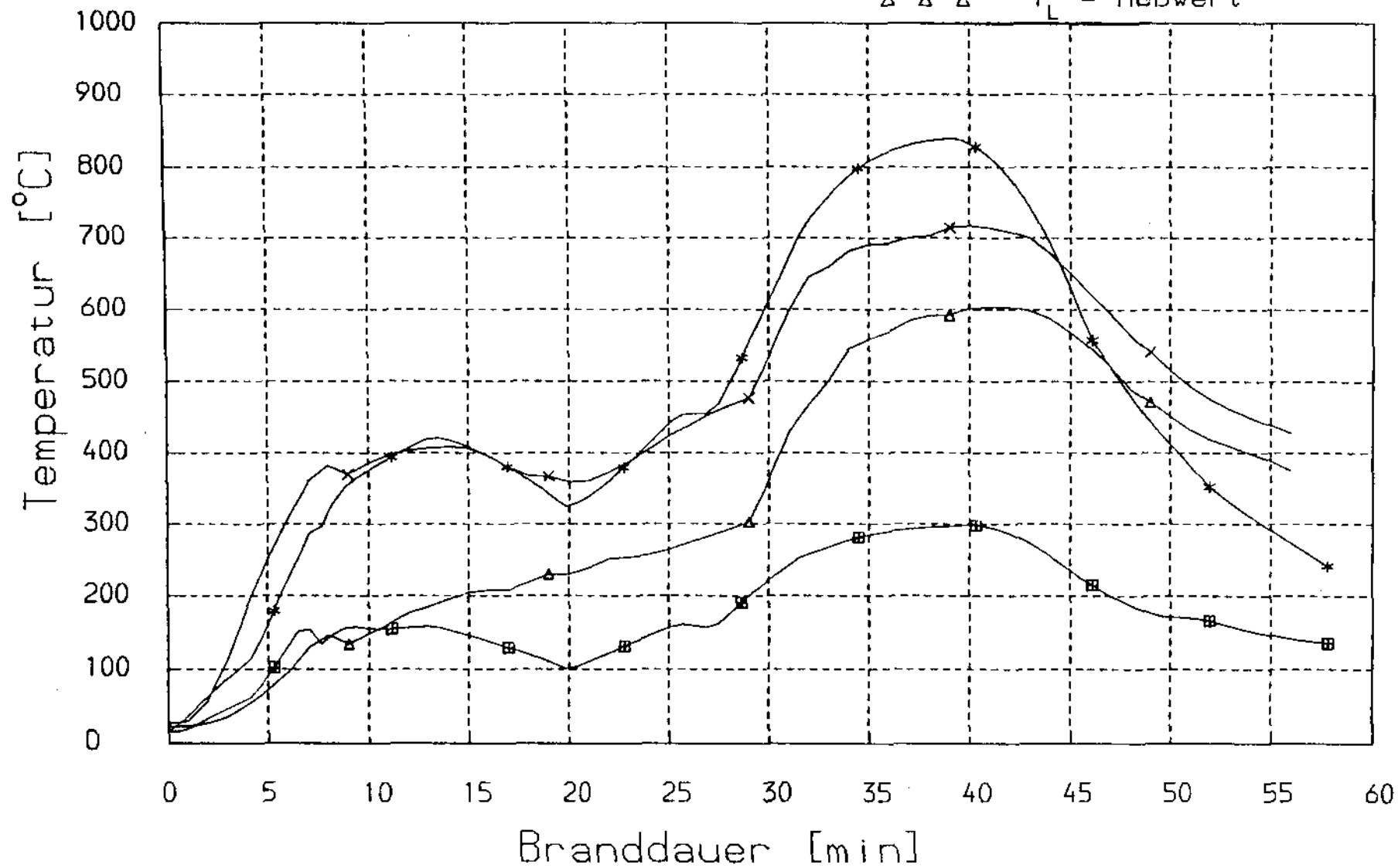


Bild A9

Versuch RWA - 8

Gasschichthöhe

* * * h_G - FIGARO

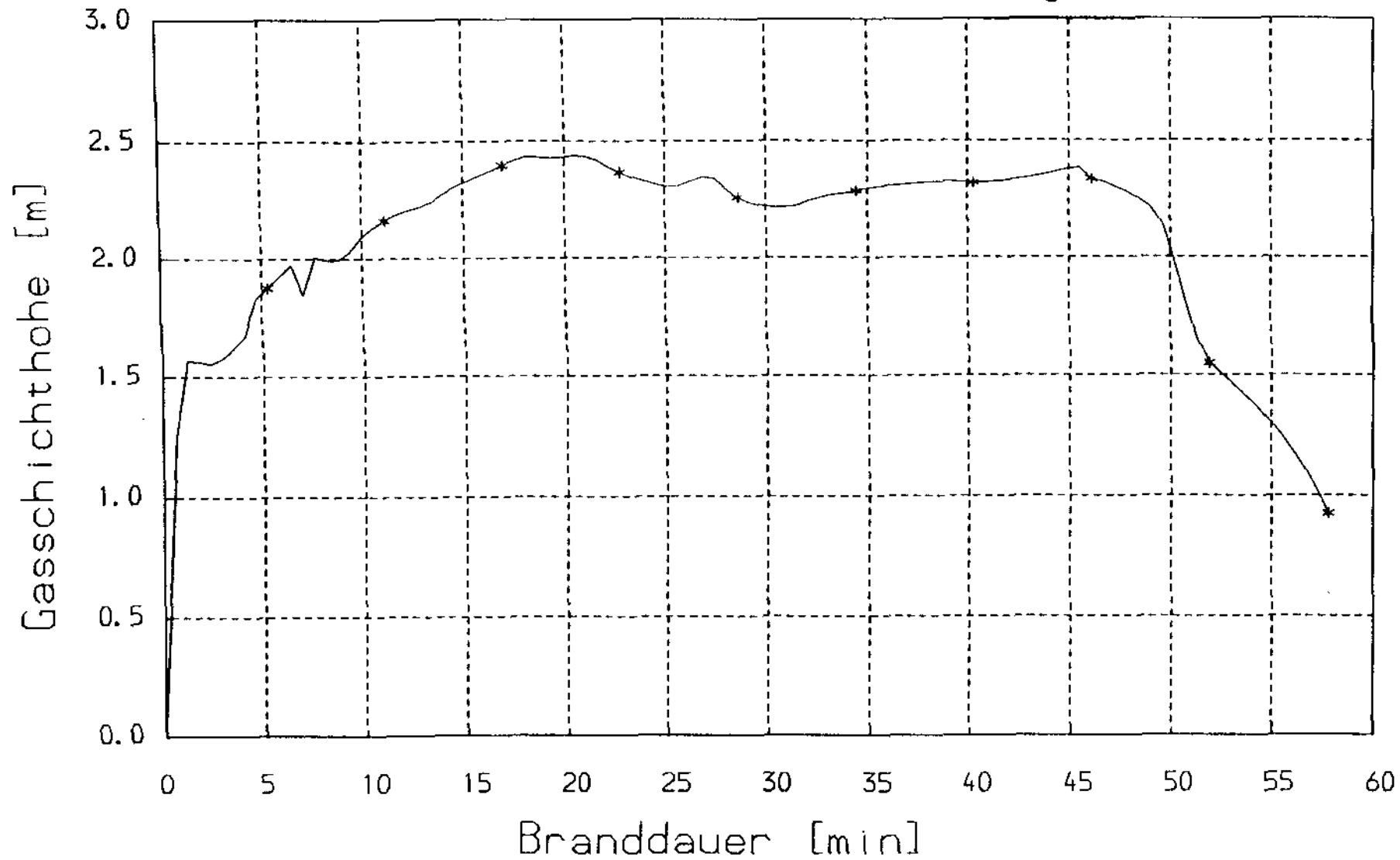


Bild A10

Versuch RWA - 8

Gaskonzentration (CO_2)

* * * v_{CO_2} - FIGARO
x x x v_{CO_2} - Meßwert

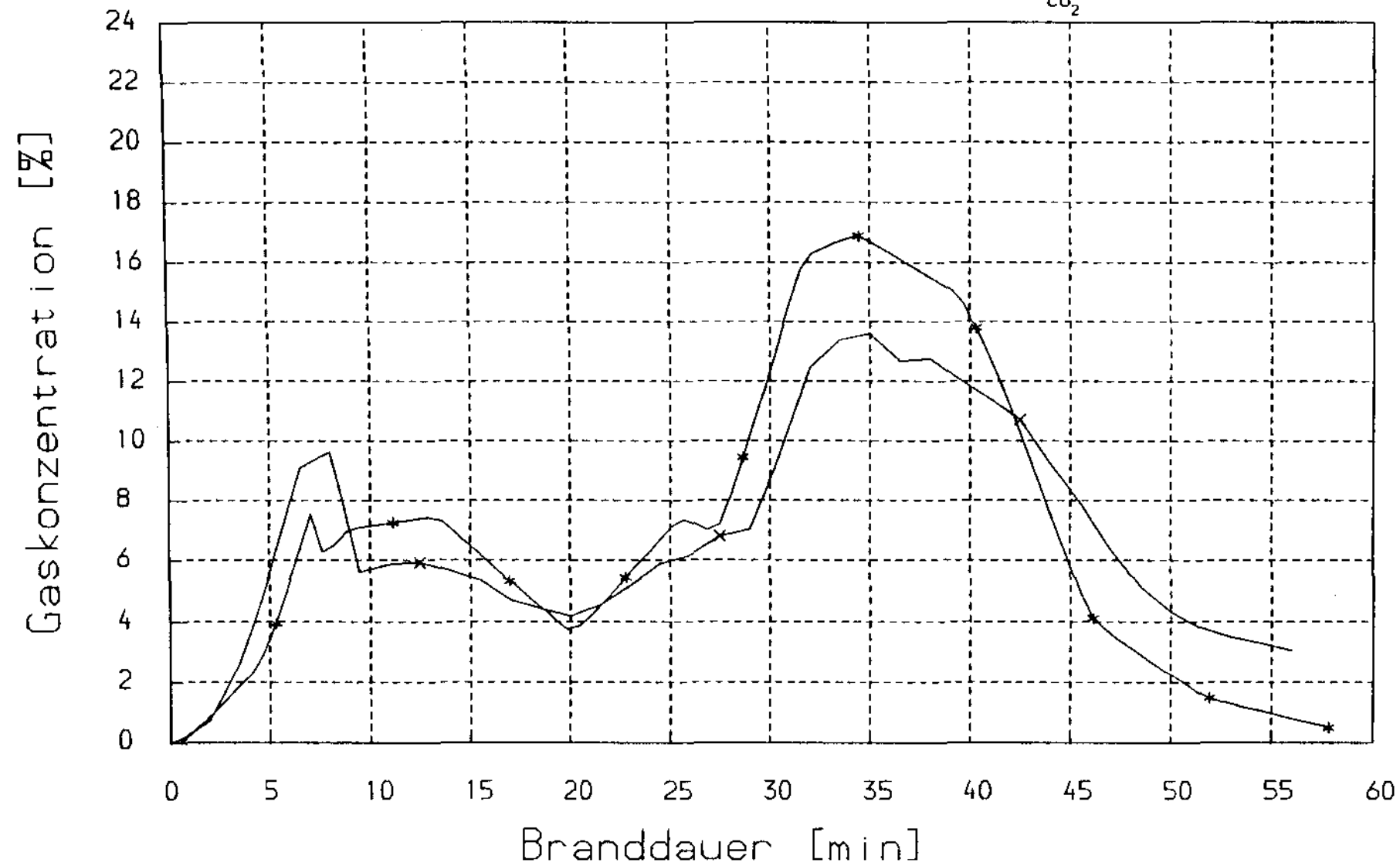


Bild A11

Versuch RWA - 8

Temperaturen im Abzug

Meßwert

x x x MQ (A)

Δ Δ Δ MQ (E)

FIGARO

* * *

■ ■ ■

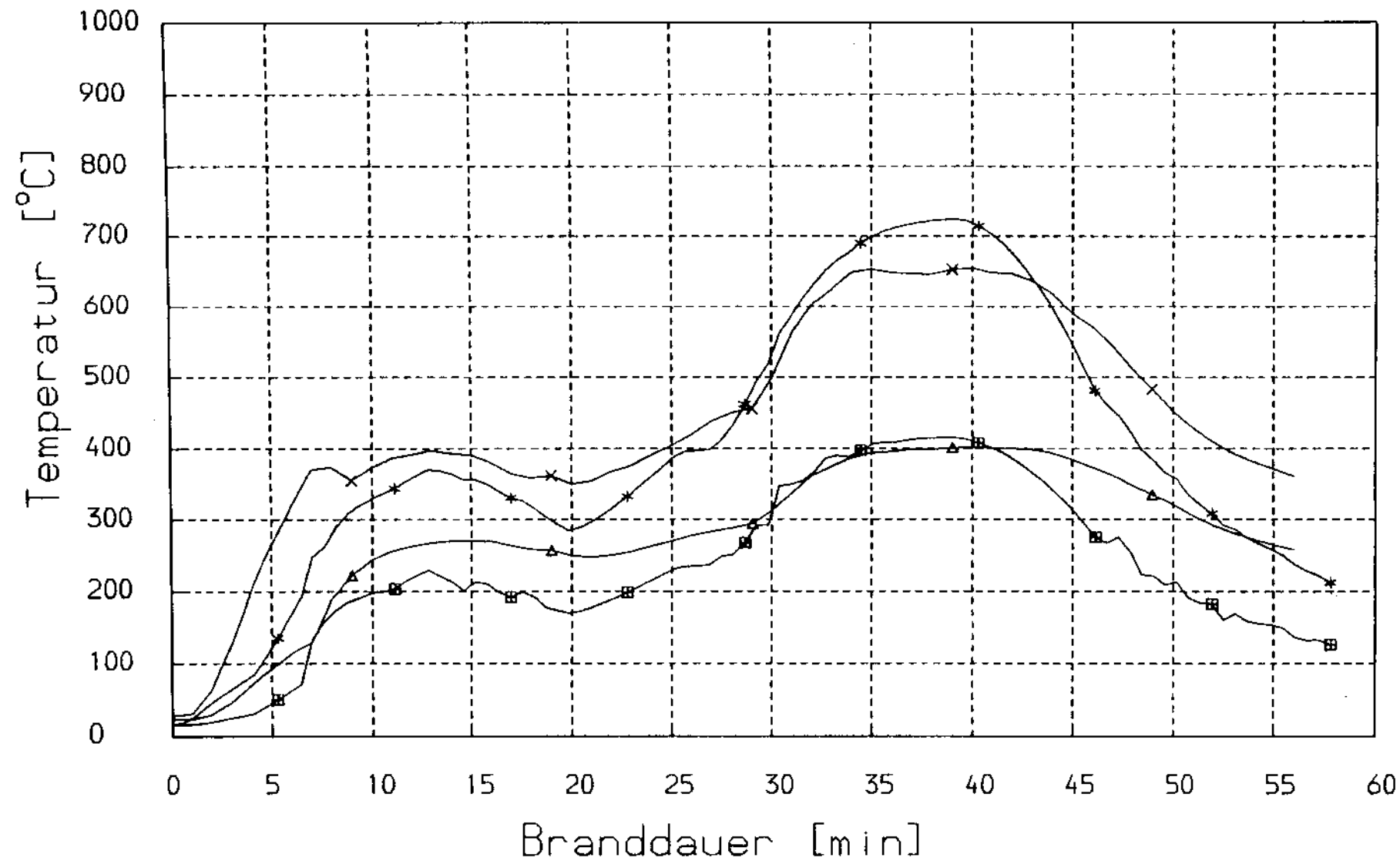


Bild A12

Versuch RWA - 8

Gasgeschwindigkeit im Abzug

* * * v_k - FIGARO
x x x v_k - Meßwert

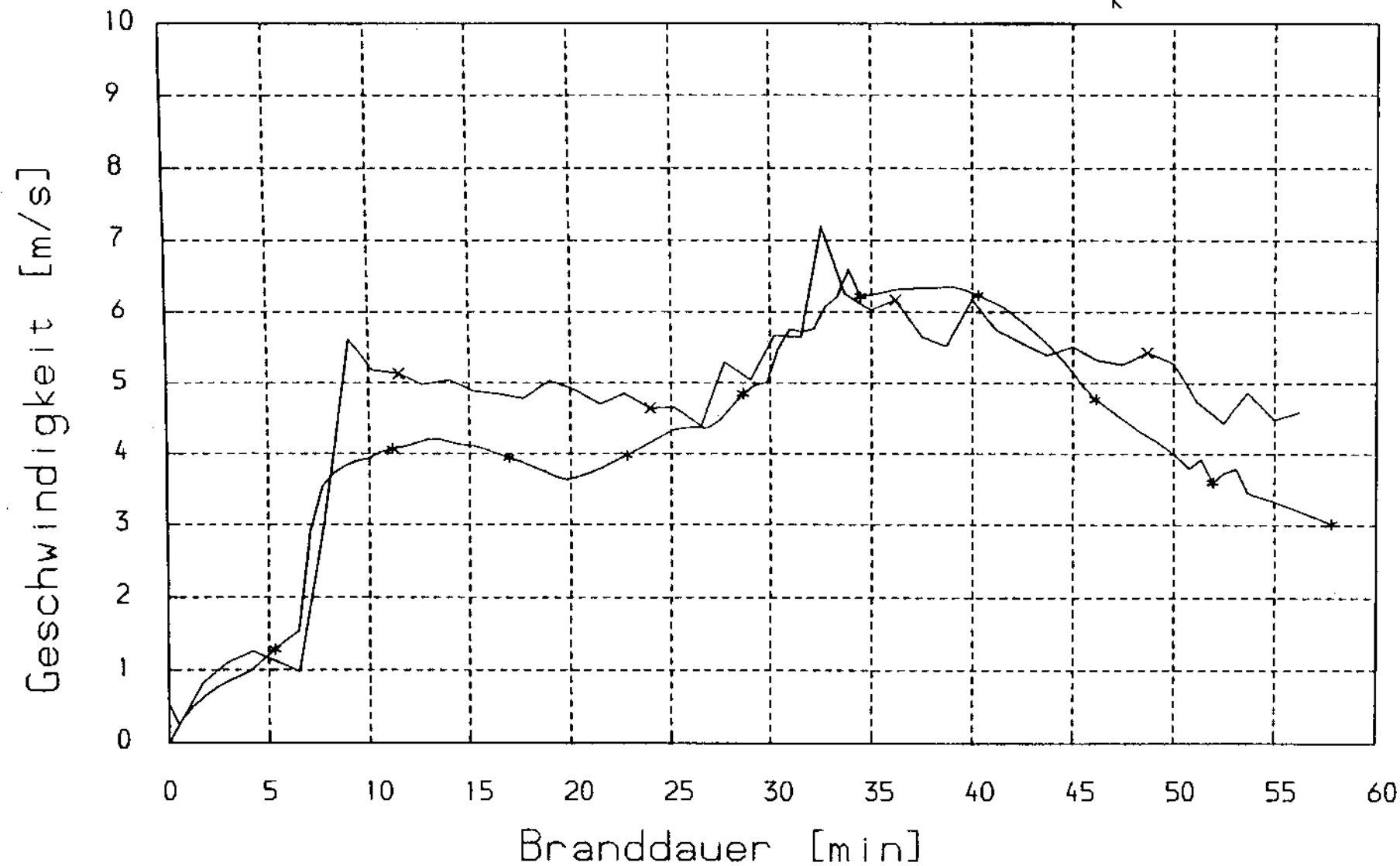


Bild A13

Versuch RWA - 8

Massenstrom im Abzug

* * * \dot{M}_k - FIGARO
 x x x \dot{M}_k - Meßwert

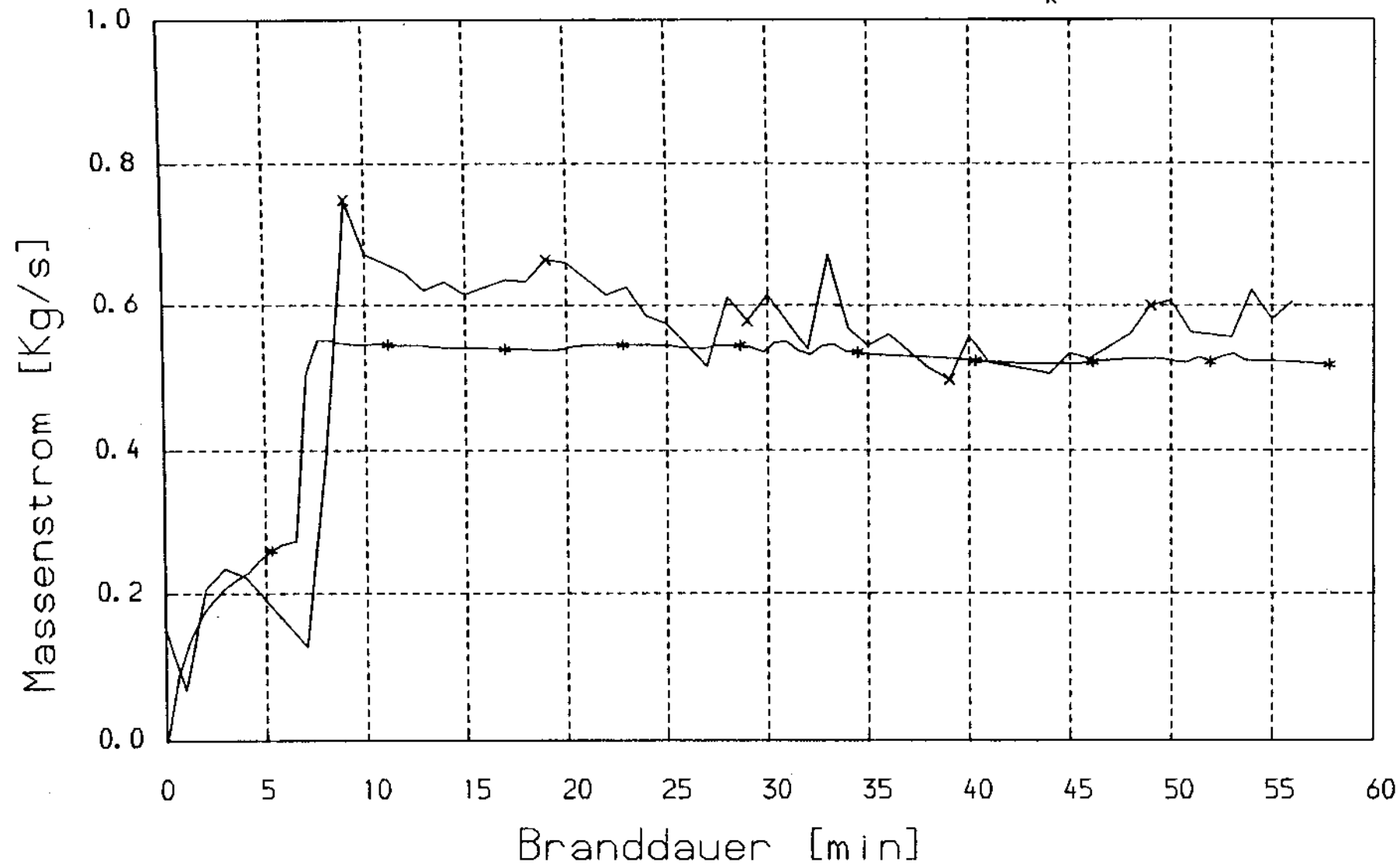


Bild A14

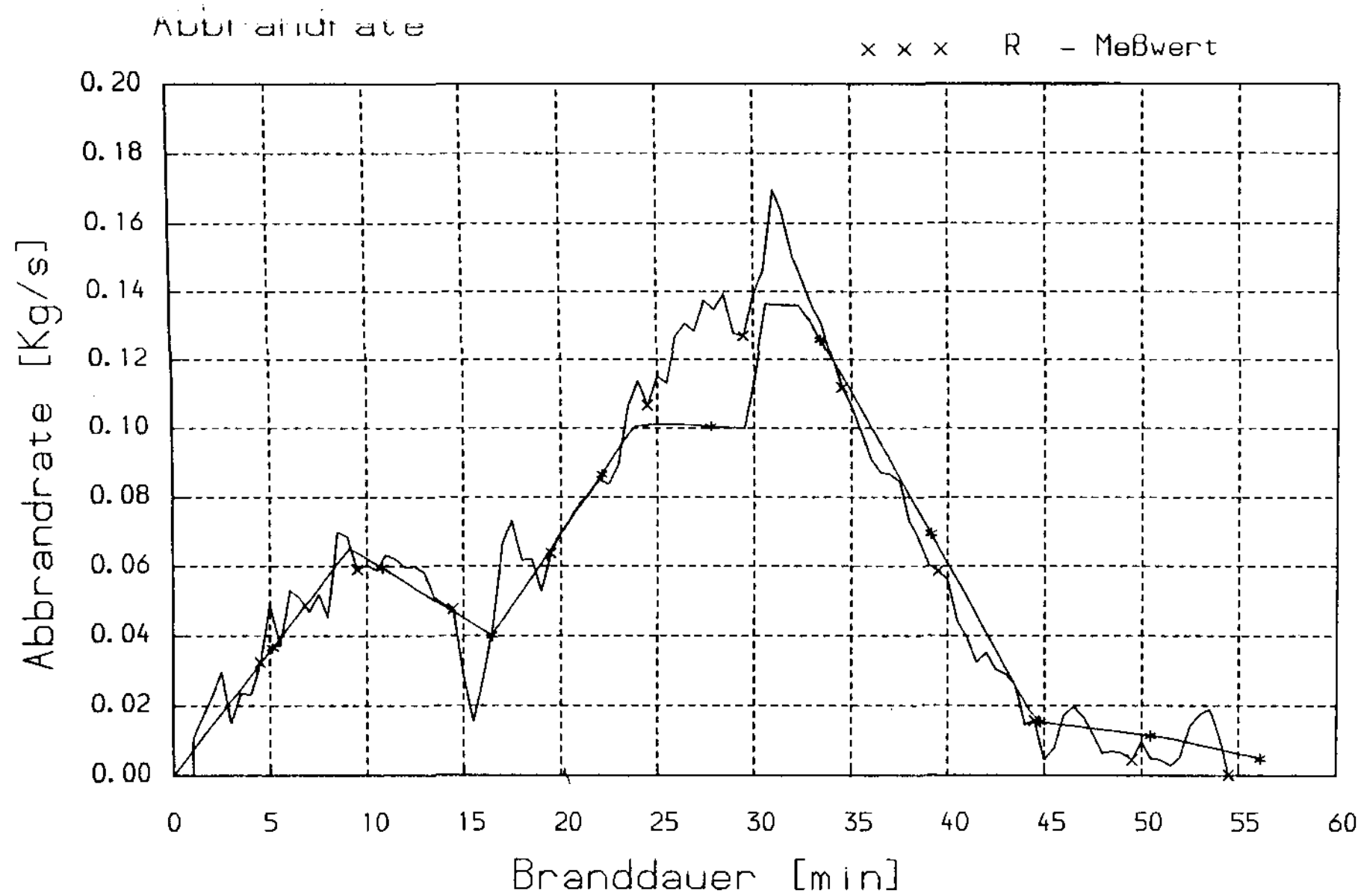


Bild A15

Versuch RWA - 12

Gas- und Luftschichttemperaturen

*	*	*	T_G	-	FIGARO
x	x	x	T_G	-	Meßwert
■	■	■	T_L	-	FIGARO
△	△	△	T_L	-	Meßwert

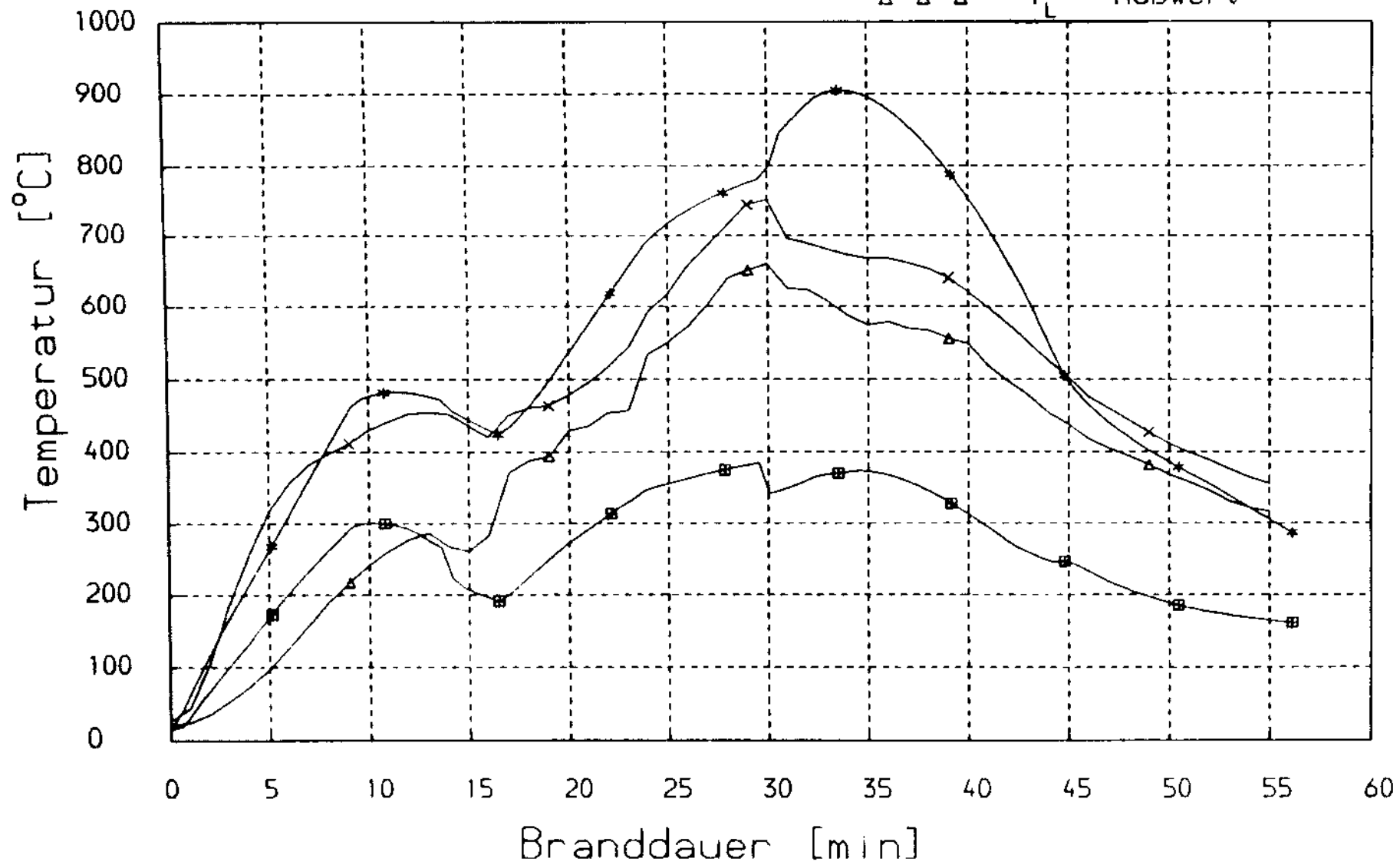


Bild A16

Versuch RWA - 12

Gasschichthöhe

* * * h_G - FIGARO

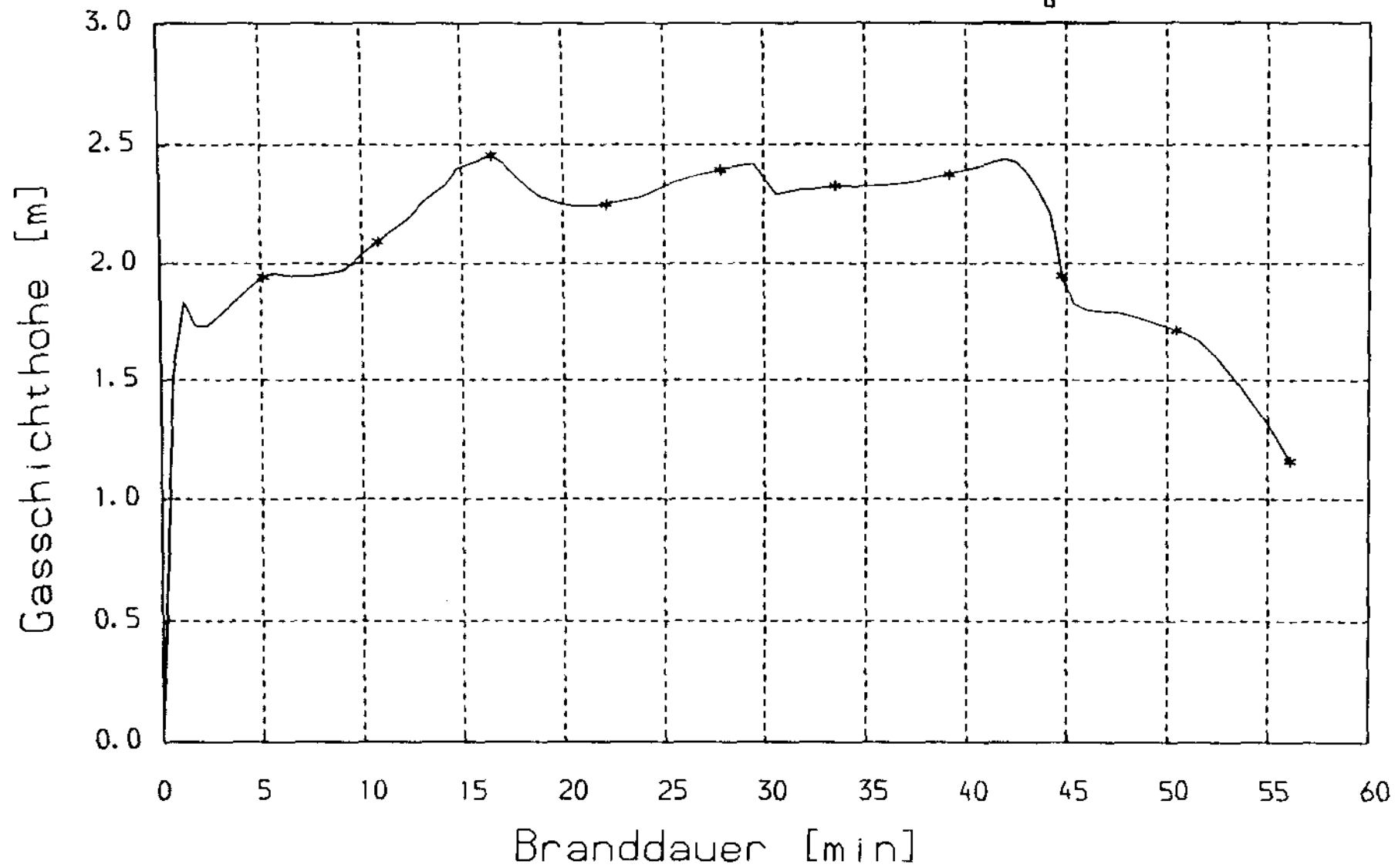


Bild A17

Versuch RWA - 12

Gaskonzentration (CO_2)

* * * v_{CO_2} - FIGARO
 x x x v_{CO_2} - Meßwert

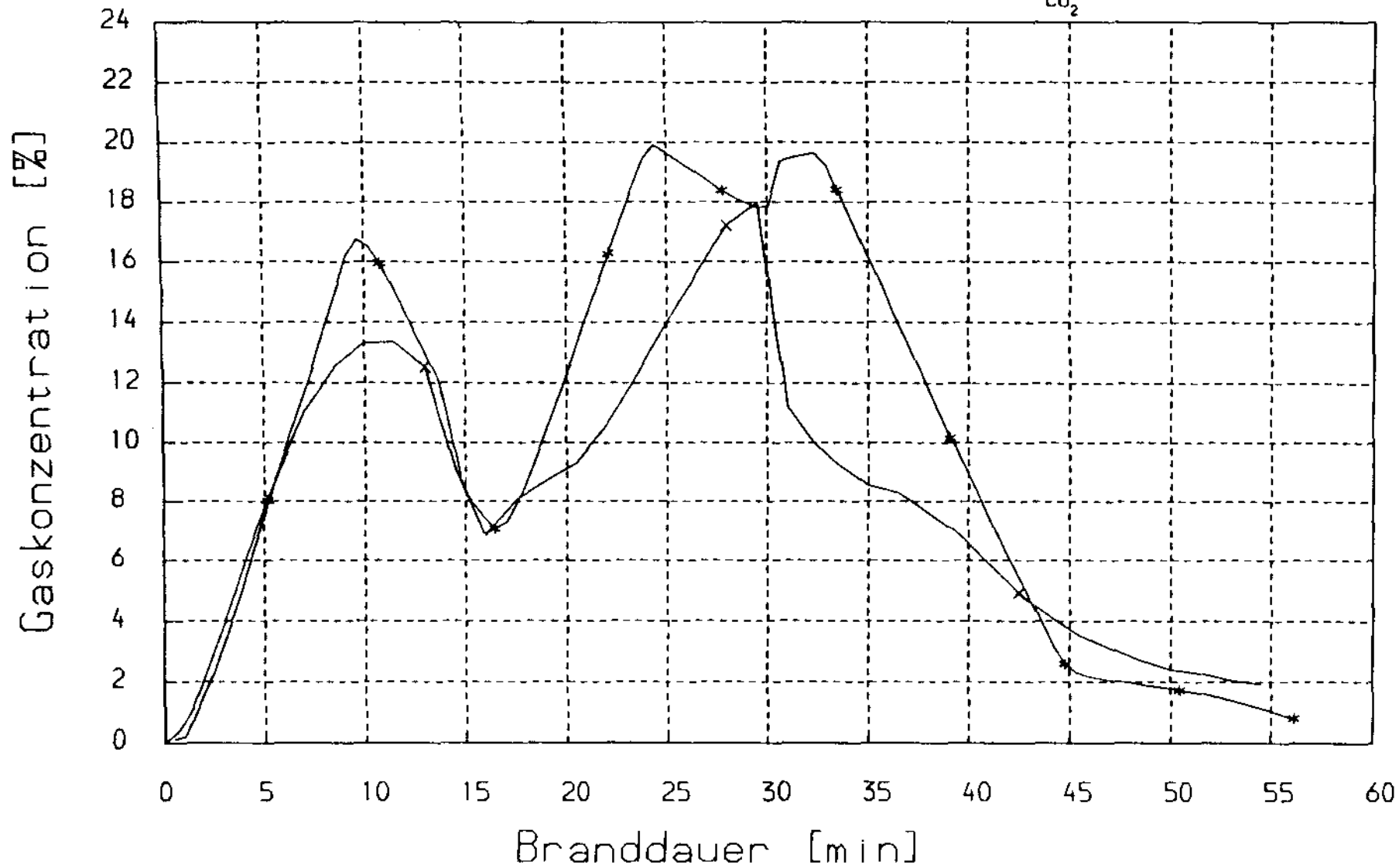


Bild A18

Versuch RWA - 12

Temperaturen im Abzug

Meßwert

x x x MQ (A)

Δ Δ Δ MQ (E)

FIGARO

* * *

▣ ▣ ▣

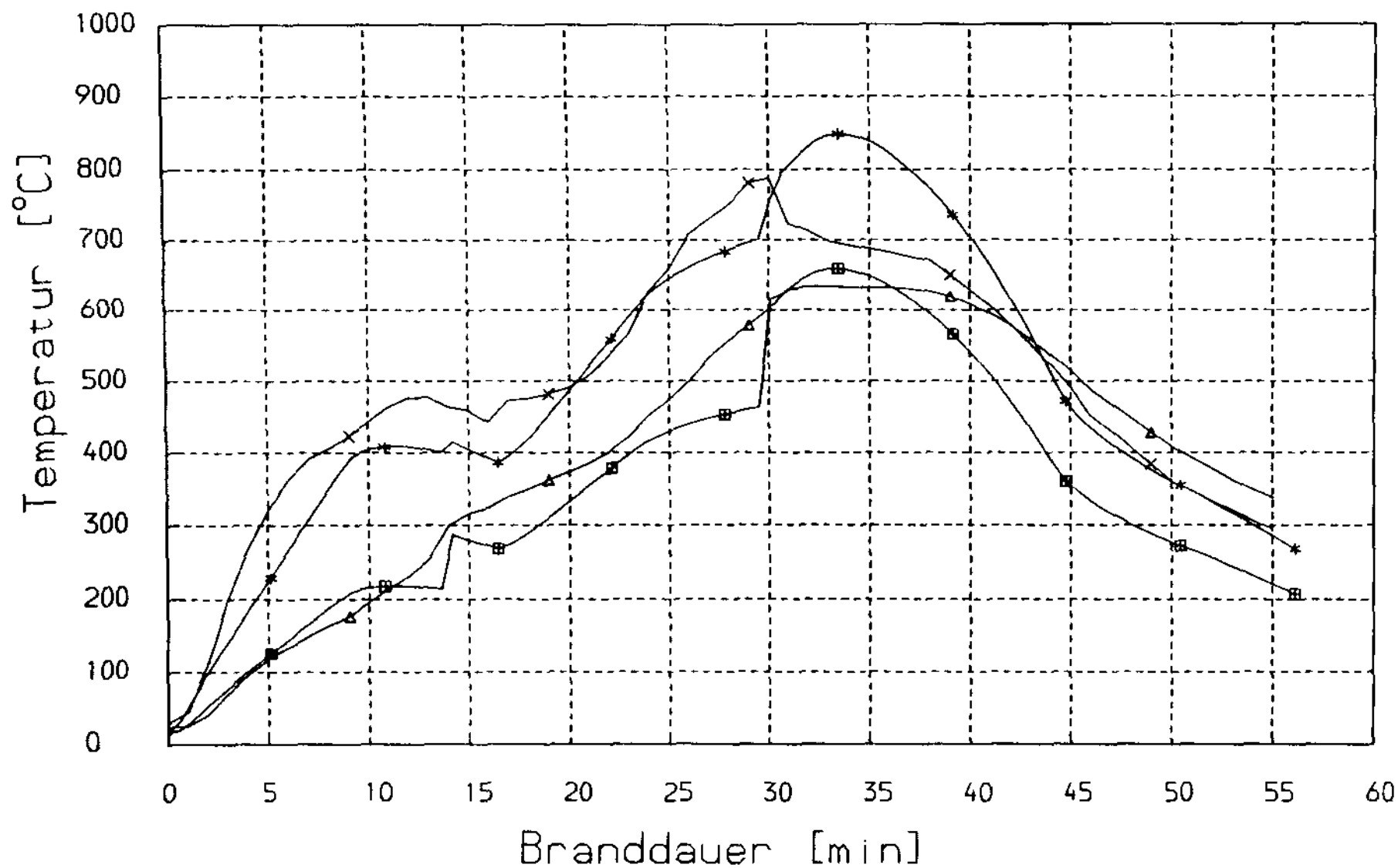


Bild A19

Versuch RWA - 12

Gasgeschwindigkeit im Abzug

* * * v_k - FIGARO
x x x v_k - Meßwert

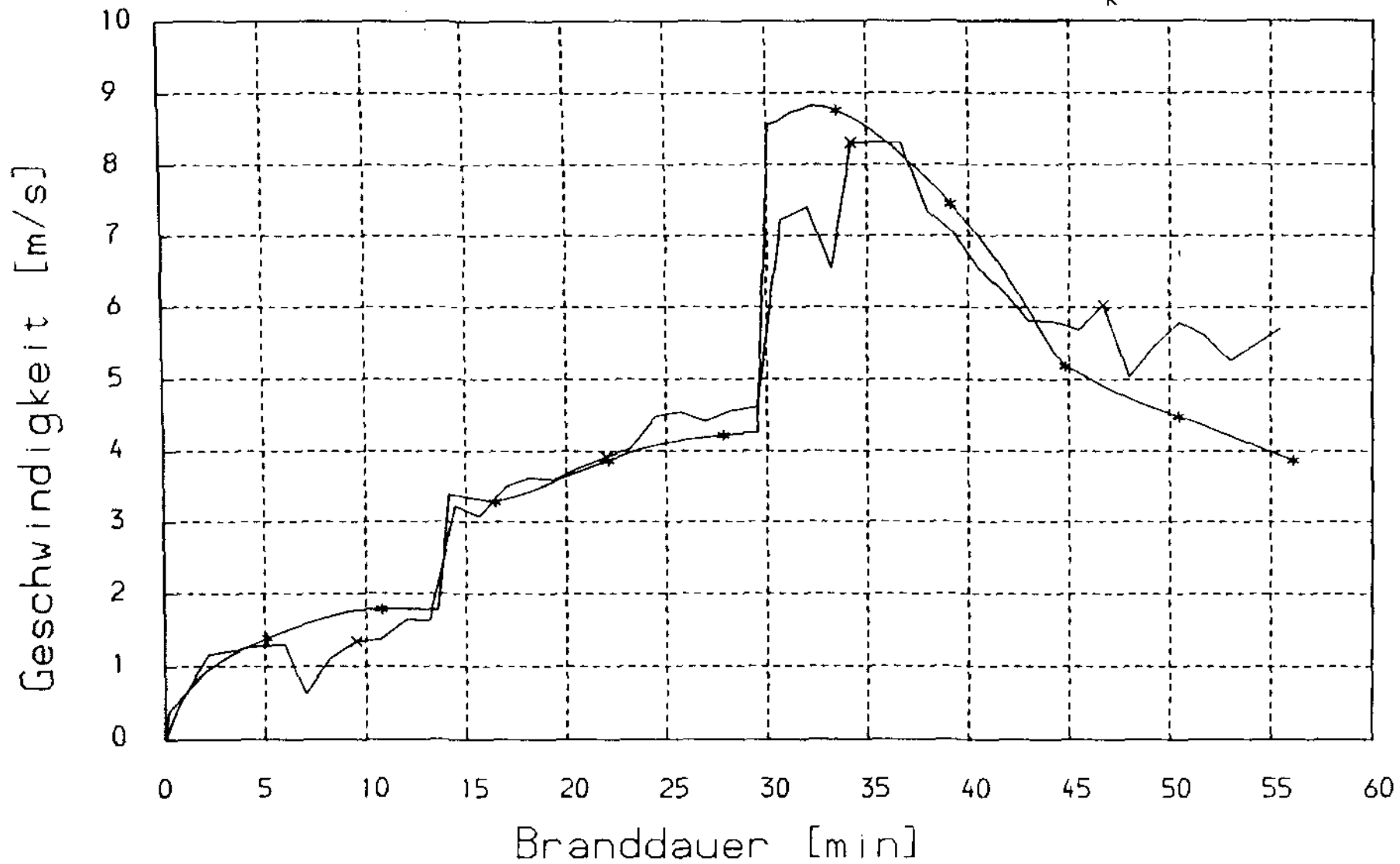


Bild A20

Versuch RWA - 12

Massenstrom im Abzug

* * * \dot{M}_k - FIGARO
 x x x \dot{M}_k - Meßwert

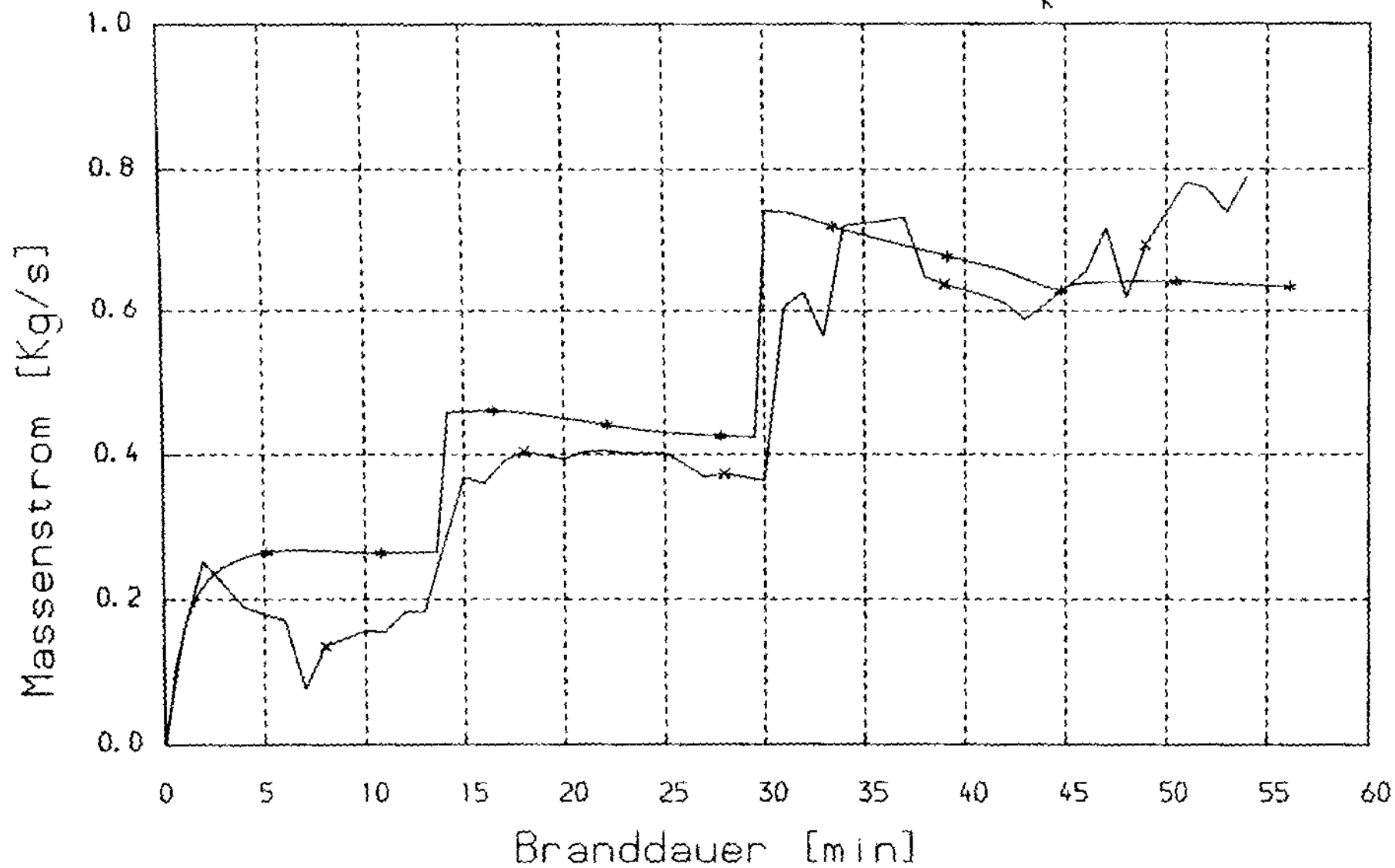


Bild A21

Versuch RWA - 16

Abbrandrate

* * * R - FIGARO
x x x R - Meßwert

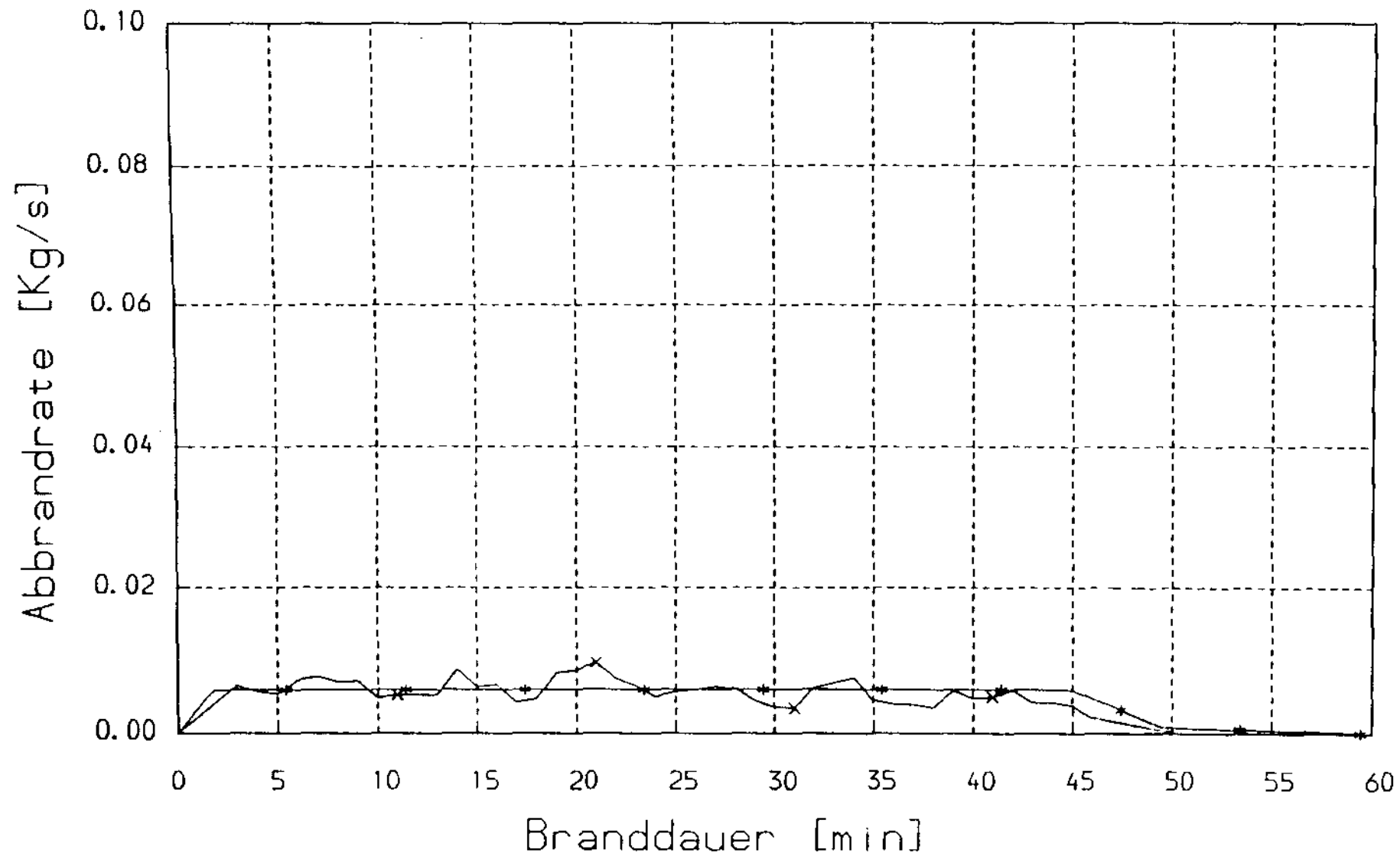
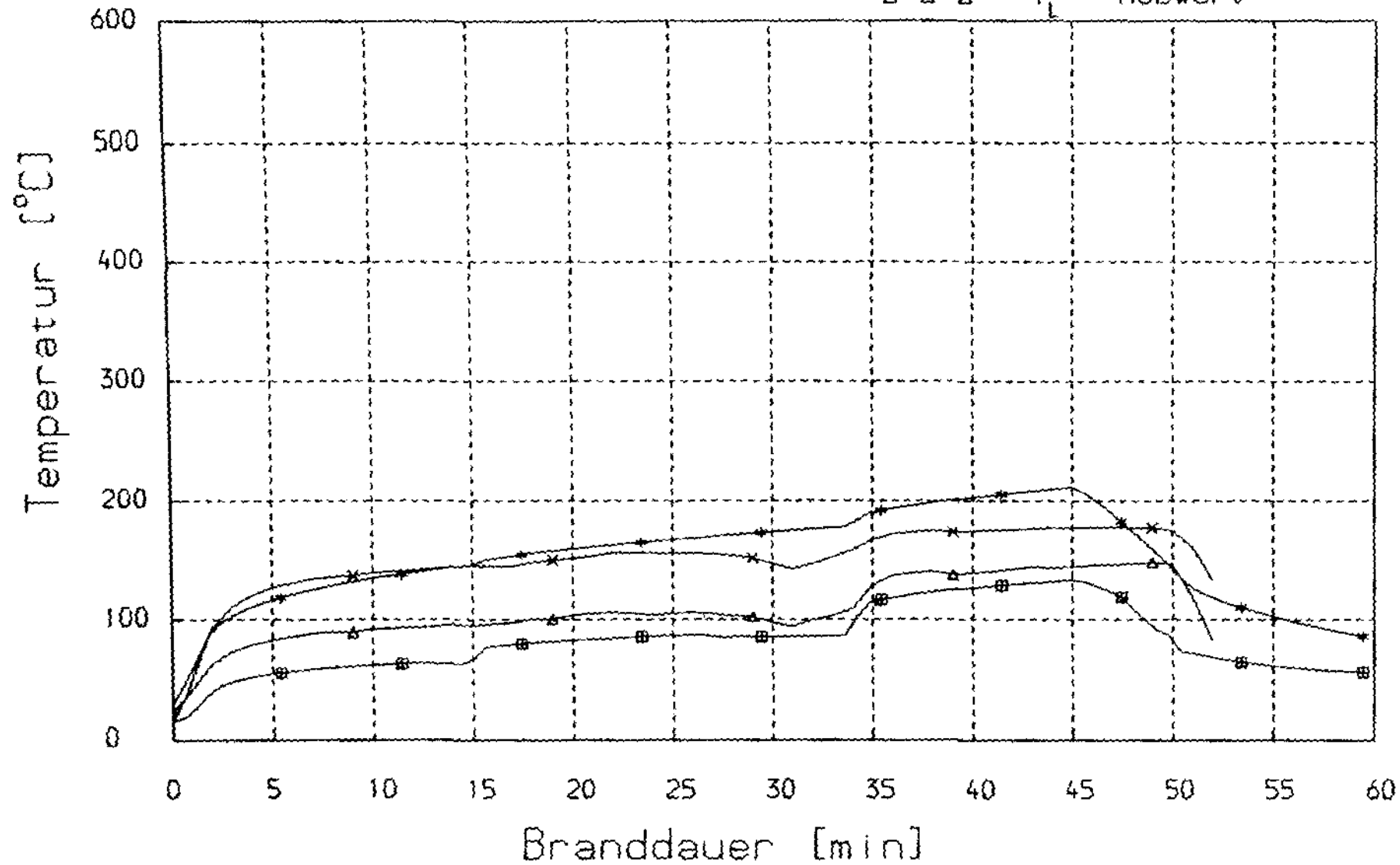


Bild A22

Versuch RWA - 16

Gas- und Luftschichttemperaturen

* * * T_G - FIGARO
 x x x T_G - Meßwert
 ■ ■ ■ T_L - FIGARO
 △ △ △ T_L - Meßwert



Versuch RWA - 16

Gasschichthöhe

* * * h_G - FIGARO

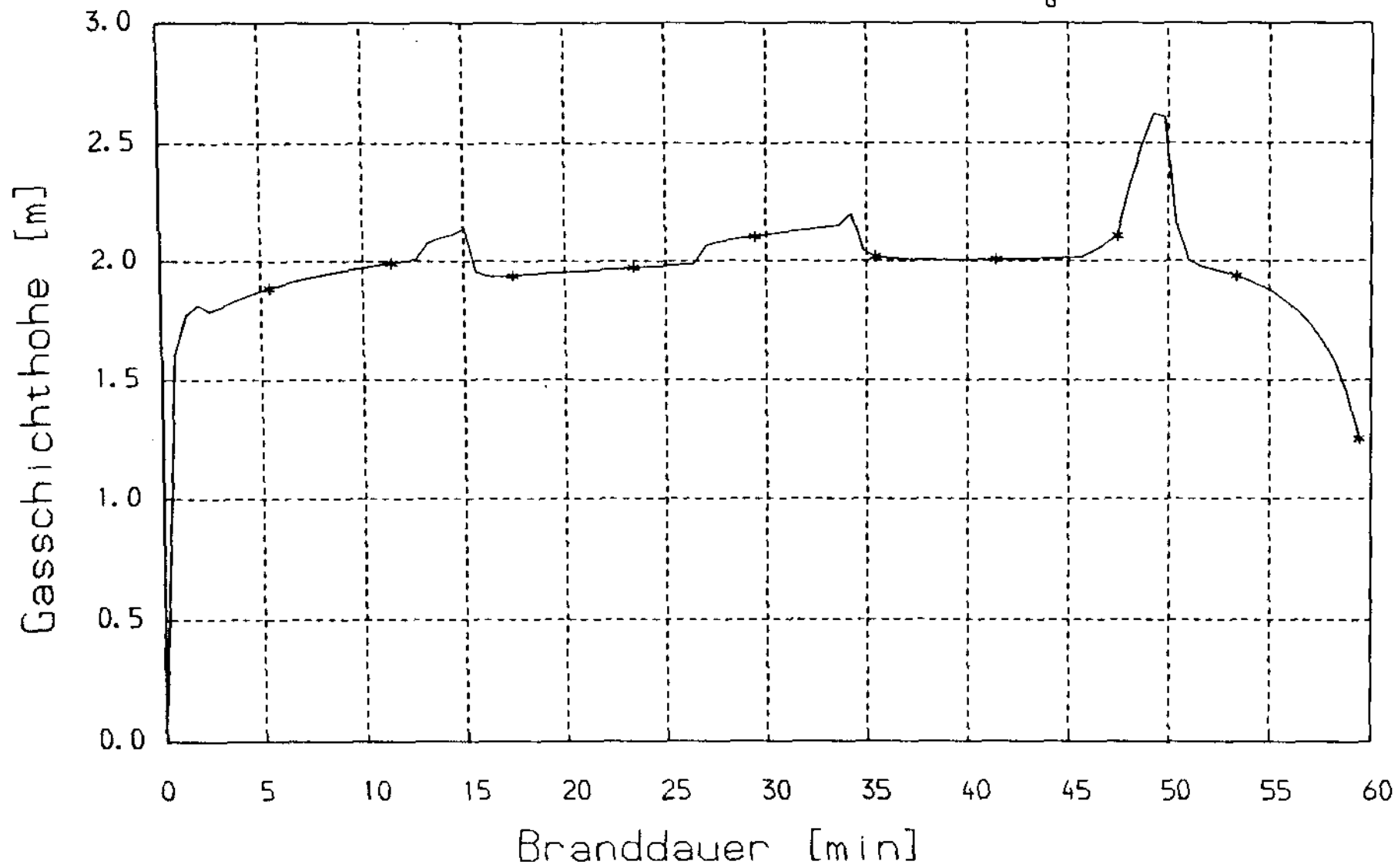


Bild A24

Versuch RWA - 16

Gaskonzentration (CO_2)

* * * v_{CO_2} - FIGARO
x x x v_{CO_2} - Meßwert

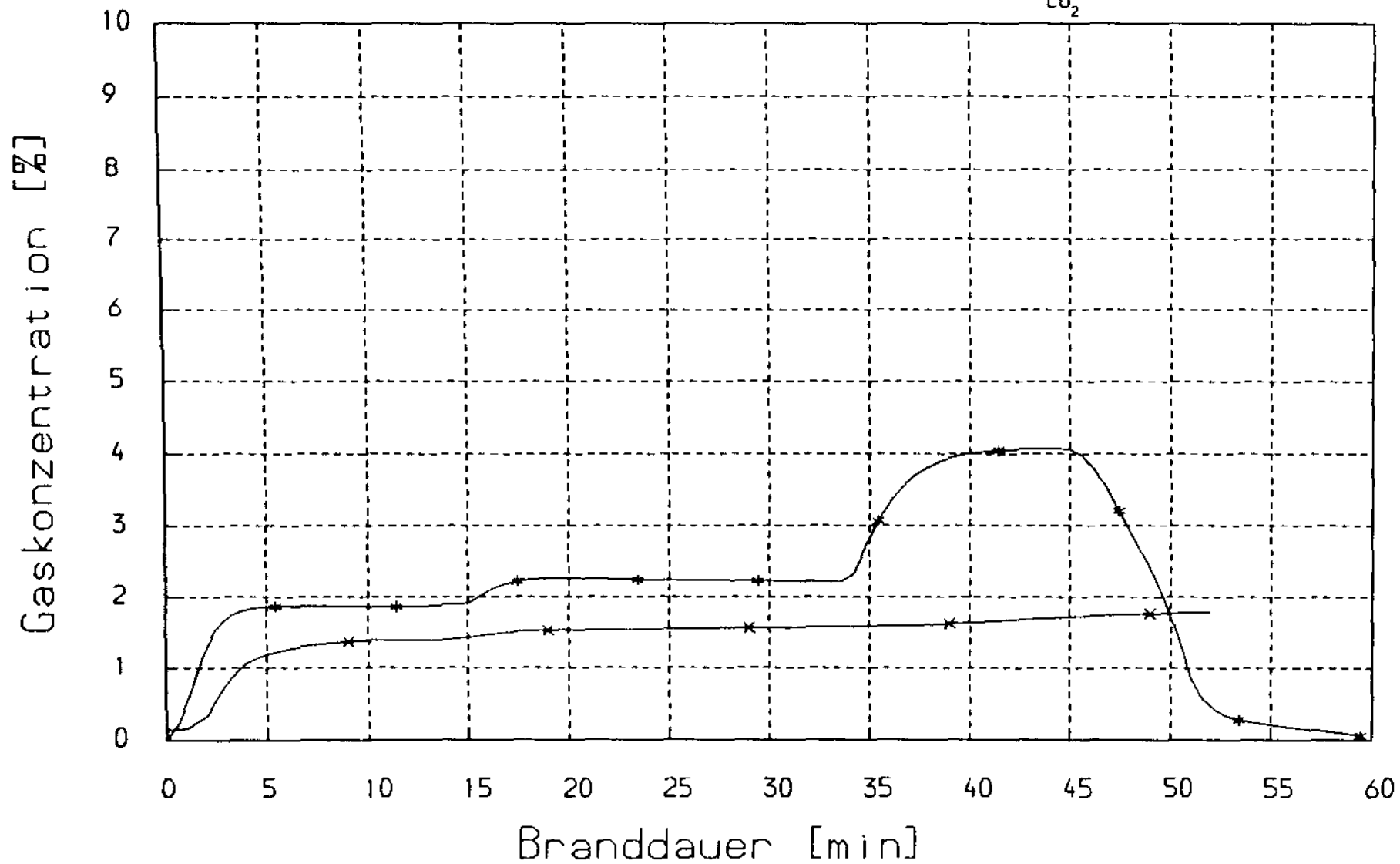


Bild A25

Versuch RWA - 16

Temperaturen im Abzug

Meßwert

x x x MQ (A)

Δ Δ Δ MQ (E)

FIGARO

* * *

■ ■ ■

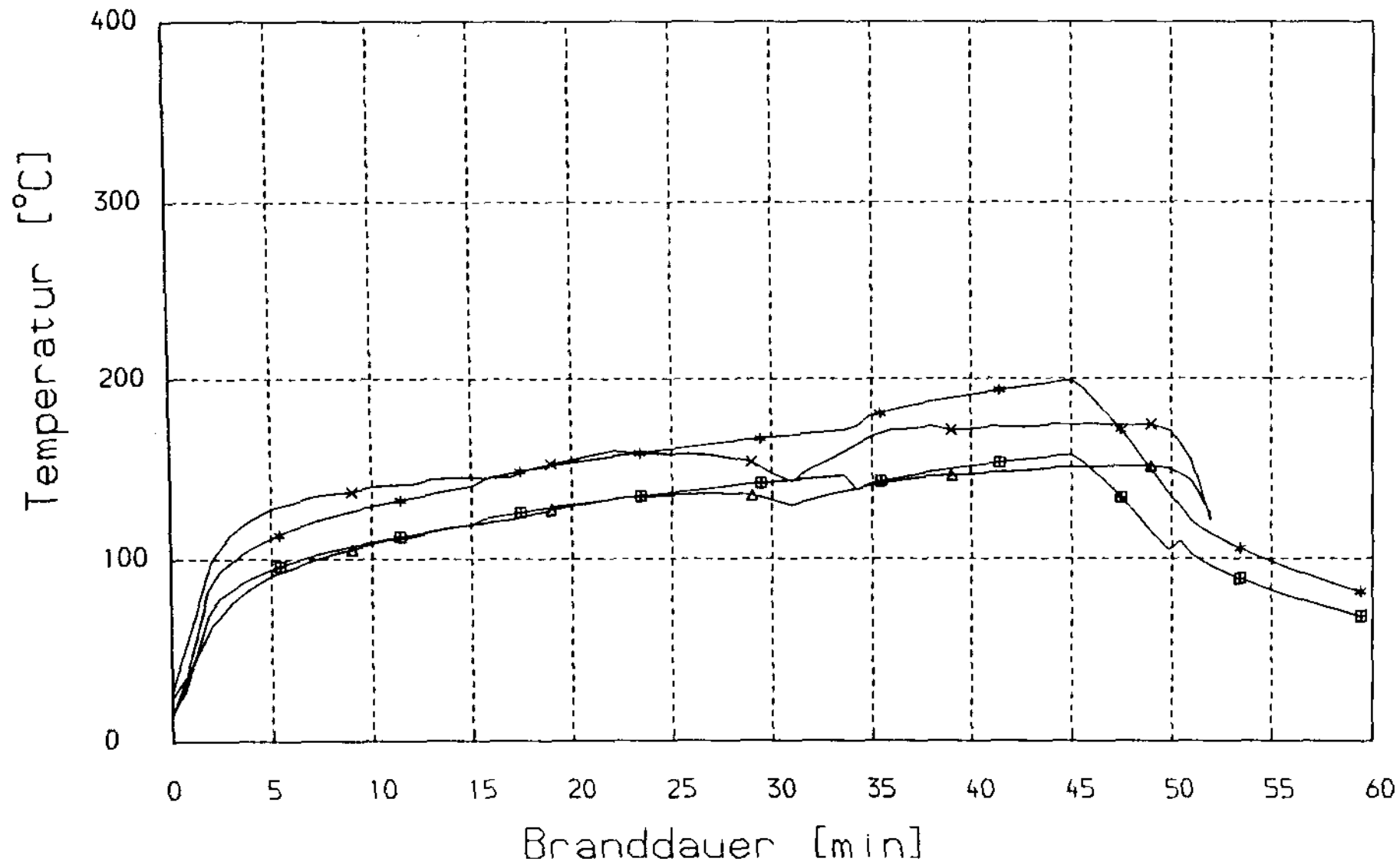


Bild A26

Versuch RWA - 16

Gasgeschwindigkeit im Abzug

* * * v_K - FIGARO
x x x v_K - Meßwert

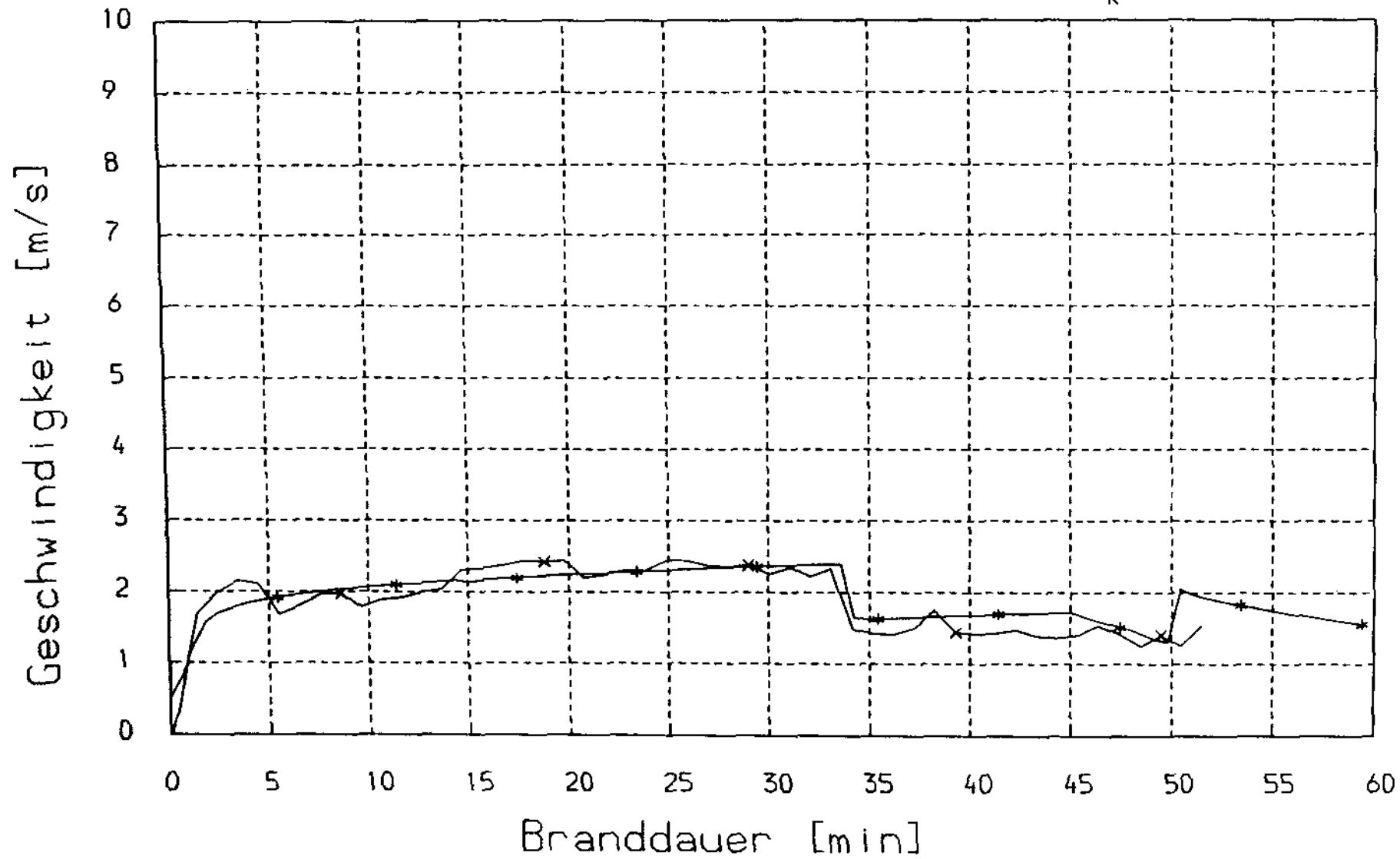


Bild A27

Versuch RWA - 16

Massenstrom im Abzug

* * * \dot{M}_k - FIGARO
x x x \dot{M}_k - Meßwert

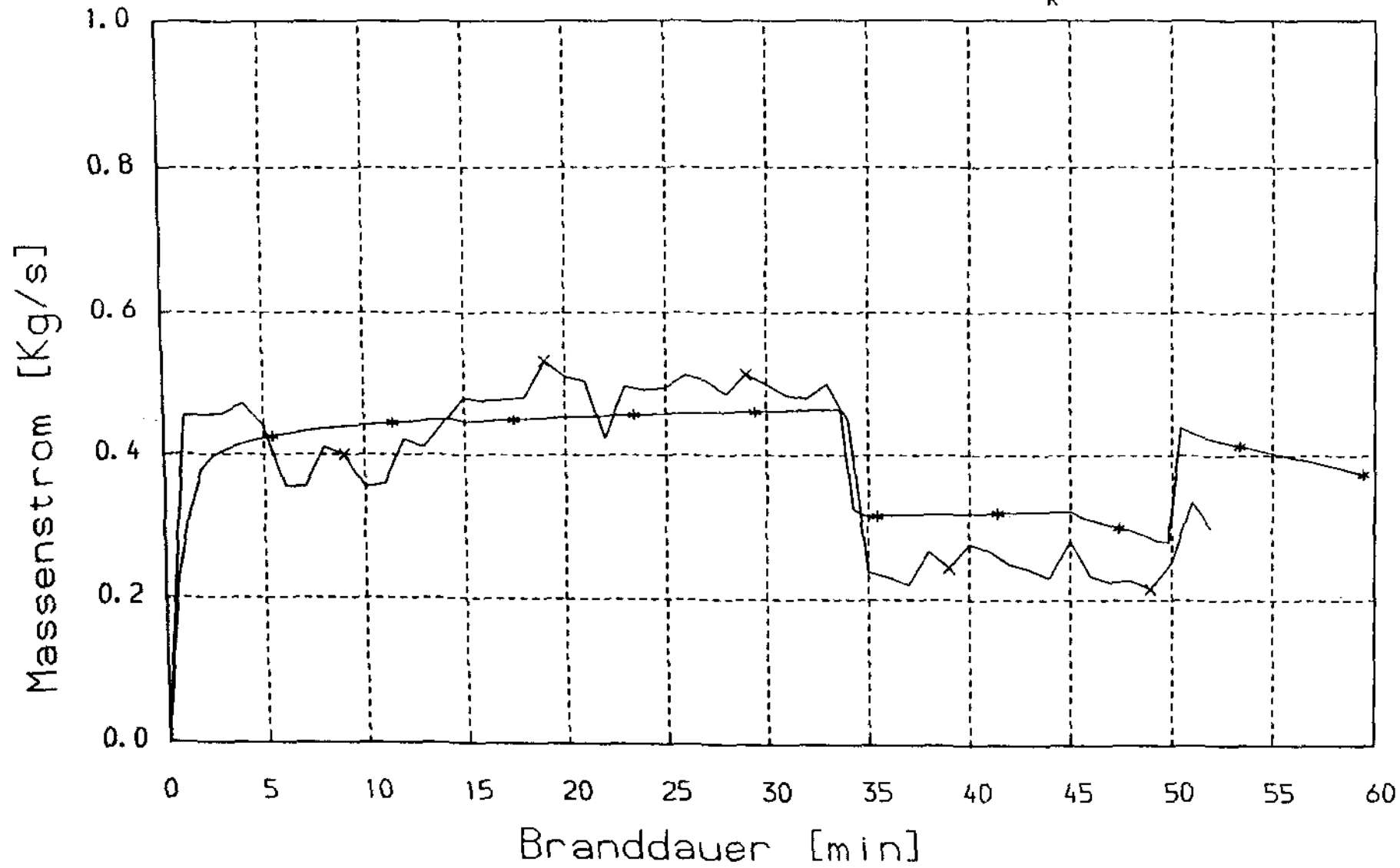


Bild A28

24 JANUAR 1991

